

GESAMTBERICHT  
ZWEITE WELTKRAFTKONFERENZ

TRANSACTIONS  
SECOND WORLD POWER CONFERENCE

COMPTE RENDU  
DEUXIÈME CONFÉRENCE MONDIALE DE L'ÉNERGIE

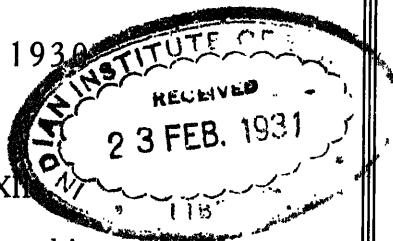
BERLIN 1930

BAND XLII

Elektrische Maschinen  
Electrical Machinery  
Machines électriques



VDI-VERLAG GMBH  
BERLIN NW 7



GESAMTBERICHT  
ZWEITE WELTKRAFTKONFERENZ

TRANSACTIONS  
SECOND WORLD POWER CONFERENCE

COMPTE RENDU  
DEUXIÈME CONFÉRENCE MONDIALE DE L'ÉNERGIE

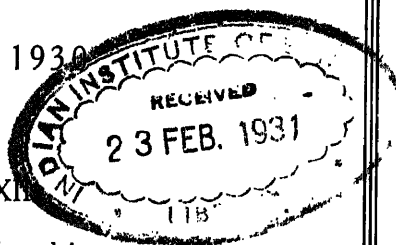
BERLIN 1930

BAND XII

Elektrische Maschinen  
Electrical Machinery  
Machines électriques



VDI-VERLAG GMBH  
BERLIN NW 7



3630

R

Schriftleitung — Editors — Rédacteurs

*Dipl.-Ing. F. zur Nedden*

*Dr.-Ing. C. Th. Kromer*

621.3

-N301.12

Copyright — Alle Rechte vorbehalten  
Printed in Germany

BAND XII

**INHALTVERZEICHNIS**

**TABLE OF CONTENTS**

**TABLE DES MATIÈRES**

Section 18

Bau von Groß-Generatoren und -Transformatoren und  
anderen elektrischen Maschinen

Construction of Large Generators and Transformers and  
other Electrical Machines

Construction de générateurs à grande puissance, de trans-  
formateurs et d'autres machines électriques

Nr.	Berichte	Papers	Rapports	Seite/Page
218a	Die neueste Entwicklung des schweizerischen Elektromaschinenbaues mit Rücksicht auf größte Spannungen und Leistungen. Schweiz	<i>Prof. Dr.-Ing. B. Bauer und Prof. E. Dünner . . . . .</i>		3
219	Große Dreiphasengeneratoren. Schweiz	<i>Ing. E. Hunziker . . . . .</i>		16
375	Grenzleistungen im Elektromaschinenbau. Tschechoslowakei	<i>Prof. F. Niethammer . . . . .</i>		31
277	Economic Developments in Turbine Generators in the United States. U. S. A.	<i>M. A. Savage . . . . .</i>		42
234	Economic Limits to the Rating of Large Water Wheel Driven Generators. U. S. A.	<i>F. D. Newbury and M. W. Smith . .</i>		60
30	Grenzbedingungen für Generatoren von hoher Spannung und hoher Leistung unter besonderer Berücksichtigung der Baustoffe und der Kühlung. Deutschland	<i>Dr. R. Pohl, E. Lasswitz und Mitarbeiter</i>		73
215	Le court-circuit des alternateurs de grande puissance. Belgique	<i>Ing. R. Brosens . . . . .</i>		112
185	Extra High Terminal Voltage Rotary Electric Machinery. Japan	<i>Prof. Dr.-Ing. Teruo Ueda . . . . .</i>		126
32	Asynchromaschinen und ihre Verwendung zur Blindleistungs- erzeugung. Deutschland	<i>Dr.-Ing. M. Schenkel, Dr.-Ing. W. Sar- fert und Mitarbeiter . . . . .</i>		142



Nr.		Seite/Page
330	Wechselstrommotoren mit geringer Phasenverschiebung. Dänemark <i>Dipl.-Ing. V. Meyer</i> . . . . .	166
108	Großmotoren mit Spezial-Kurzschlußanker für direktes Einschalten. Holland <i>Jr. A. Booden</i> . . . . .	170
220	Skizze über Fragen des Transformatorenbaues. Schweiz <i>Dipl.-Ing. J. Kübler</i> . . . . .	185
31	Aktuelles im Transformatorenbau. Deutschland <i>Dipl.-Ing. L. Roebel und Mitarbeiter</i> .	205
260	Impulse Voltage Strength of Transformers. U. S. A. <i>V. M. Montsinger and W. M. Dann</i> .	226
149	Gleichrichter. Deutschland <i>Dr.-Ing. M. Schenkel, Dr.-Ing. H. Meyer-Delius und Mitarbeiter</i> . . . . .	236
221	Neue Errungenschaften auf dem Gebiete der Gleichrichter. Schweiz <i>St. Widmer</i> . . . . .	248
402	Recent Developments of the Mercury-Inverter and its Applications with Particular Reference to the Construction of a "Rectiverter", namely, a Statical Frequency Changer. Japan <i>Dr. R. Mitsuda</i> . . . . .	262
418	Neuere Entwicklungen im Turbogeneratorenbau. Schweiz <i>Ing. H. Rickli</i> . . . . .	269
419	Spannungsregelung in Sekundärnetzen mittels Drehtransformatoren. Schweiz <i>Ing. J. Kristen</i> . . . . .	283
426	A Method of Most Economically Proportioning the Dimensions of a Transformer. China <i>K. T. Wang</i> . . . . .	301
	Generalbericht . . . . .	305
	General Report . . . . .	322
	Rapport Général . . . . .	338
	Diskussionsbericht (Report on Discussion, Rapport de la Discussion)	356
	Gesamtergebnis der Diskussion . . . . .	362
	Result of Discussion . . . . .	363
	Résultat de la Discussion . . . . .	363
	<i>Prof. Dr.-Ing. M. Kloss</i>	

Section 18

**BAU VON GROSSGENERATOREN UND -TRANSFOR-  
MATOREN UND ANDEREN ELEKTRISCHEN  
MASCHINEN**

**CONSTRUCTION OF LARGE GENERATORS AND TRANS-  
FORMERS AND OTHER ELECTRICAL MACHINES**

**CONSTRUCTION DE GÉNÉRATEURS À GRANDE  
PUISSANCE, DE TRANSFORMATEURS ET D'AUTRES  
MACHINES ÉLECTRIQUES**

Vorsitzender

Chairman

Président

*Dr.-Ing. L. Fleischmann (Deutschland)*

Stellvertr. Vorsitzender

Vice Chairman

Vice-Président

*Prof. Dr. M. Tsutsumi (Japan)*

Beisitzer

Assistant

Assesseur

*Dr.-Ing. K. Schnetzler (Deutschland)*

Generalberichterstatter

General Reporter

Rapporteur Général

*Prof. Dr.-Ing. M. Kloss (Deutschland)*



Schweiz

## **Die neueste Entwicklung des schweizerischen Elektromaschinenbaues mit Rücksicht auf größte Spannungen und Leistungen**

Schweizerisches Nationalkomitee

Dieser Bericht ist einer der Berichte, um deren Erstattung die Autoren durch das Schweizerische Nationalkomitee der Weltkraftkonferenz gebeten wurden

*Prof. Dr. Ing. B. Bauer und Prof. E. Dünner*

### *A. Allgemeiner Teil*

Der nachfolgende Bericht, fußend auf Angaben der schweizerischen Konstruktionsfirmen Brown, Boveri & Cie. (BBC.) und Maschinenfabrik Oerlikon (MFO.) behandelt die Entwicklung der Maschinen für Elektrizitätserzeugung- und Übertragung. Entsprechend dem Programm der Zweiten Weltkraftkonferenz beschränkt er sich auf die Beschreibung von Einheiten, welche sich dem Problem der Grenzbedingungen für hohe Spannung oder große Leistung nähern. Für eine allgemeine Orientierung über elektrische Generatoren kann auf den für die Sondertagung der Weltkraftkonferenz in Basel 1926 aufgestellten Bericht des damaligen Berichterstatters Prof. Wyssling hingewiesen werden, wo unter dem Titel „Die elektrischen Einrichtungen hydroelektrischer Werke schweizerischer Herkunft“ die Entwicklung der inländischen Elektroindustrie unter spezieller Berücksichtigung des Maschinenbaues geschildert ist.

### *B. Generatoren*

Die Untersuchung größtmöglicher Leistung führt zu den Turbogeneratoren, die im folgenden kurz besprochen sein sollen.

Die Leistungsgrenze ist in den letzten Jahren stark erhöht worden; die vor kurzem noch angegebene Maximalleistung von 40 000 kVA bei 3000 U/min ist überschritten. Zu den größten in der Schweiz hergestellten zweipoligen Turbogeneratoren für 50 Hz gehört der von der Firma Brown, Boveri & Cie. (BBC.) für Polen gelieferte 45 000 kVA-Typ<sup>1</sup>. Die Maschine ist für Umlaufkühlung eingerichtet, die Ventilatorleistung wird zu 120 kW angegeben bei einem Druckverlust von rd. 200 mm Wassersäule; um die durch die Lüfterverluste bedingte Lufterwärmung (6 bis 7°) nicht im Generator wirksam werden zu lassen, ist der Kreislauf so gewählt, daß die Luft den Generator, den Lüfter und den Kühler

<sup>1</sup> Vgl. Hunziker, Große Dreiphasengeneratoren. Bericht Nr. 219 Zweite Weltkraftkonferenz.

durchströmt. Der durch diese Anordnung resultierende Gewinn an Ventilationsleistung wird zu 185 kW errechnet, die Totalverluste sinken um 0,5% der abgenommenen Leistung bei  $\cos \varphi = 0,8$ . Der erreichte Wirkungsgrad ist hoch, er beträgt für 45000 kVA und  $\cos \varphi = 0,8$  97,2%. Die Aufteilung der Verluste bei obiger Leistung ergibt:

Statoreisen .....	225 kW	Blech $V_{10} = 1,7$ W/kg
Statorkupfer .....	90 „	
Rotorkupfer .....	85 „	
Lufttreibung des Rotors ..	230 „	
Zusatzverluste .....	180 „	
Lagerreibungsverluste .....	115 „	

Total 1045 kW

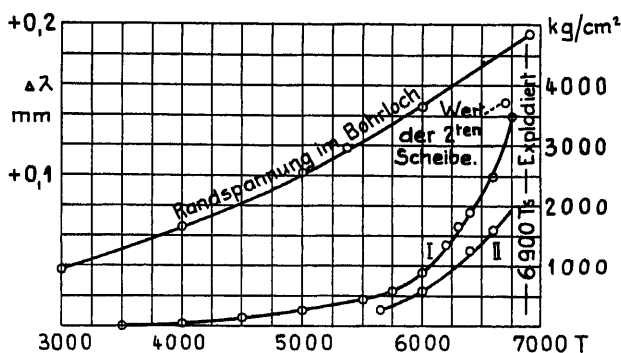
Das Gesamtgewicht des Generators ohne Grundplatte, Lager und Erreger beträgt 110 t, d. h. 2,5 kg/kVA; dabei ist das Gehäuse aus Guß, die Erregerwicklung aus Kupfer. Die Reduktion der Eisenverluste verlangt die Verwendung legierter Bleche mit Verlustziffern unter 2 und diese wiederum verhältnismäßig niedere Sättigungen. Der große Anteil der Luftreibung kann nur durch Verwendung eines Kühlmediums leichter als Luft nennenswert reduziert werden; der Verwendung von Wasserstoff steht die Praxis für Ausführungen mit durchgehender Welle noch sehr zurückhaltend gegenüber.

Die Leistungsgrenze ist in erster Linie durch die Beherrschung der mechanischen Beanspruchungen bestimmt. Die übliche Höchstbeanspruchung wird zu max. 60% der Streckgrenze angenommen, meist unter Voraussetzung einer Schleudertourenzahl von  $1,25 \cdot$  Normaldrehzahl. Für den Durchmesser 1000 mm setzt diese Regel eine Streckgrenze von  $50 \text{ kg/mm}^2$  voraus. Durch weitgehende Vergütung ist es möglich geworden, die angebene Grenze zu erhöhen; es scheint indessen die starke Vergütung die Gefahr innerer Spannungen und eventueller Haarrisse zu erhöhen, so daß zur Zeit eher die Tendenz verfolgt wird, kleinere Beanspruchungen und weniger stark vergütete Materialien vorzusehen. Sehr wichtig ist die Kontrolle der Rotorkörper. Es sei auf das Kontrollverfahren der MFO. hingewiesen, welche die bleibende Dehnung als Funktion der Tourenzahl durch möglichst genaue Messung feststellt. Abb. 1 zeigt eine solche, die bis zur Explosion der Versuchsscheibe durchgeführt wurde. Aufteilung des Rotorkörpers in einen mittleren Teil als Hohlzylinder und zwei Außenteile als eingepreßte Zapfen oder Zusammensetzung aus einzelnen Ringen, welche sich sicherer durchschmieden lassen, sind Mittel, mit welchen eine Höherlegung der Beanspruchungen erstrebt werden kann. Ähnliche Festigkeitsprobleme bieten die Wickelkappen, welche die an den Stirnverbindungen der Rotorwicklung angreifenden Zentrifugalkräfte mehrheitlich aufzunehmen haben. Zur Verwendung gelangt hier unmagnetischer Stahl mit einer Streckgrenze von ca.  $70 \text{ kg/mm}^2$ . Leider wird von der zulässigen Beanspruchung der größere Teil, rd. 70%, von der Eigenfliehkraft in Beschlag genommen, so daß für die Hauptaufgabe, Fixierung der Stirnverbindungen, verhältnismäßig wenig übrigbleibt.

Verbesserungen müßten in der Richtung gesucht werden, daß Materialien mit großer Festigkeit und geringem spezifischem Gewicht gefunden würden.

Mit den Streckgrenzen der heute erhältlichen Materialien dürften Abmessungen, wie sie der obengenannte 45 000 kVA-Generator zeigt, bald als Grenzwerte bezeichnet werden; weitere Steigerung der axialen Länge bringt neue Schwierigkeiten mit sich, zu denen neben den Fragen der Welle und der Abführung der Wärme auch die Folgen der ungleichen Wärmeausdehnung von Kupfer und Isolation gehören. Da die Wärmeausdehnungskoeffizienten der beiden genannten Materialien zueinander im Verhältnis 1:1,5 stehen, so findet ein gegenseitiges Gleiten statt, wodurch die Isolation leicht Schaden leidet. Die Firma

### Scheibe von 708 mm Durchmesser.



I Bleibende Dehnungen im Durchmesser über Polhorn.

II Bleibende Dehnungen im Durchmesser über Neutrale.

Abb. 1.

Micafil in Altstetten bei Zürich bringt nun ein Spezialfolium auf den Markt, das die erwähnte Schwierigkeit reduzieren soll, indem statt des üblichen Schellack als Bindemittel ein Klebmaterial verwendet wird, das neben verbesserten elektrischen Eigenschaften bei den üblichen Temperaturen der Isolation immer eine gewisse Plastizität schafft.

Ein nennenswerter Gewinn in den Beanspruchungen und damit die Möglichkeit weiterer Leistungssteigerung ergibt sich nun durch die Verwendung von Aluminium als Wicklungsmaterial des Rotors, an Stelle des allgemein zur Anwendung gelangenden Kupfers. Dadurch ist es der Maschinenfabrik Oerlikon möglich geworden, eine Serie von zweipoligen Turbogeneratoren für 3000 U/min festzulegen, welche die Abnahme bis zu 90 000 kVA gestatten soll, ohne die bisher sicher beherrschbaren Beanspruchungen zu überschreiten. Fußend auf den Angaben der MFO. wird von der AG. Jeumont ein derartiger Generator für 72 000 kVA gebaut, dessen verhältnismäßig geringe Beanspruchungen durch die folgenden Zahlen belegt sind:

Radiale Spannung im Zackenfuß .....	980 kg/cm <sup>2</sup>
Tangentiale Spannung im Zackenfuß .....	440 „
Tangentiale Spannung im Wellenbohrloch	1800 „

Diese Zahlen gestatten von sehr stark vergütetem Stahl abzusehen und sich mit Streckgrenzen um 4500 kg/cm<sup>2</sup> zu begnügen, die bedeutend sicherer erhältlich sind und die Gefahr innerer Spannungen oder Haarrisse wesentlich reduzieren. Die Verwendung von Aluminium gestattet ferner eine kleine Vergrößerung des Rotordurchmessers; Umfangsgeschwindigkeiten bis 200 m/s können sicher beherrscht werden. Die erwähnte Type zeigt eine Eisenbreite von 3700 mm, eine Lagerdistanz von 6400; das Gewicht des Rotors ist 29,5 t. Erste kritische Umdrehungszahl 1700, zweite 4500.

Die Grenzleistung der 3000tourigen Maschinen dürfte unter Verwendung der Aluminium-Erregerwicklung bedeutend höher als die bisher angegebenen 40000 bis 45000 kVA sein, und es ist nicht ausgeschlossen, daß auf diesem Wege aus einer Einheit bis zu 100000 kVA entnommen werden können.

Trotz großer Kurzschlußspannungen, d. h. Spannungserhöhungen bei  $\cos \varphi = 0$  von 50 % und mehr, treten naturgemäß sehr große Kurzschlußströme auf. Die Beherrschung der daraus resultierenden elektrodynamischen Kräfte an den Stirnverbindungen erfolgt am besten durch Anwendung von Gitterwicklungen in zwei Ebenen. Die an den Phasentrennungen auftretenden größten Stromkräfte in der Größenordnung von ca. 100 kg/cm können durch genügend zahlreiche Abstützungen aus Isolationsmaterial aufgenommen werden.

Die mit kleineren Umdrehungszahlen erreichten Leistungswerte sind naturgemäß größer, da der Ankerdurchmesser entsprechend erhöht werden kann. Ohne die Grenzbeanspruchungen der 3000tourigen Typen in Anspruch zu nehmen, erreichte die Firma BBC. mit ihrem vierpoligen Generator für Hellgate bei 1800 kVA. Der für den dreiteiligen Rotor zur Verwendung gelangende Nickelstahl benötigte eine Streckgrenze von 45 kg/mm<sup>2</sup>, die maximale Beanspruchung am Innenrand der Wellenbohrung erreichte bei der Schleudertourenzah (125 %) Wert 26,5 kg/mm<sup>2</sup>. Bei Belastung mit  $\cos \varphi = 0,85$  betragen die Vollastverluste 2,6 %; trotz gegossenem Gehäuse und Erregerwicklung aus Kupfer beträgt das Einheitsgewicht nur 2,25 kg/kVA.

Zu den Generatoren mit Grenzleistung gehört auch die für das Kraftwerk Zschornowitz gebaute 100000 kVA-Maschine der Firma BBC. Bei 1500 U/min und 50 Hz betragen die Verluste für Vollast und  $\cos \varphi = 0,8$  2,7 %; das Einheitsgewicht bei gegossenem Gehäuse und Kupfererregerwicklung ist 2,35 kg/kVA, Grundplatte und Erreger wie bisher nicht eingeschlossen. Die größere Bohrung gestattet, den Rotor aus Hohlwelle und aufgeschumpften Ringen herzustellen; die letzteren bestehen aus Nickstahl mit Streckgrenze 55 kg/mm<sup>2</sup>, die beim Schleudern nur zu 50 % erreicht wird. Für die Frage nach der Leistungsgrenze kommt als weiteres begrenzendes Moment die Transportmöglichkeit hinzu, indem das Gewicht des Rotors die maximale Tragfähigkeit von Eisenbahnwagen 40 t nicht überschreiten darf. Unter Berück-

sichtigung des letzteren Punktes dürfte die Grenzleistung vierpoliger Typen in die Nähe von 150 000 kVA gelegt werden.

Zu den Verlusten, deren genaue Erfassung auch heute noch nicht möglich ist, gehören die sog. Zusatzverluste, die ihren Sitz in den Stirnverbindungen und den sie umgebenden Teilen haben. In Abb. 2 sind die Verlustverhältnisse über die ganze Länge einer Halbspule für normale Stellung der Leiter in der Stirnverbindung und für korrigierte Stellung angegeben, letztere Stellung korrigiert in dem Sinne, daß auch außerhalb des Eisens stets die Breitseite des Leiters in die Haupt- richtung des Streufeldes gestellt wurde.  $a$  und  $b$  bedeuten die Verluste,  $c$  und  $d$  die Erwärmungen. Die Bestimmung der lokalen Verluste und

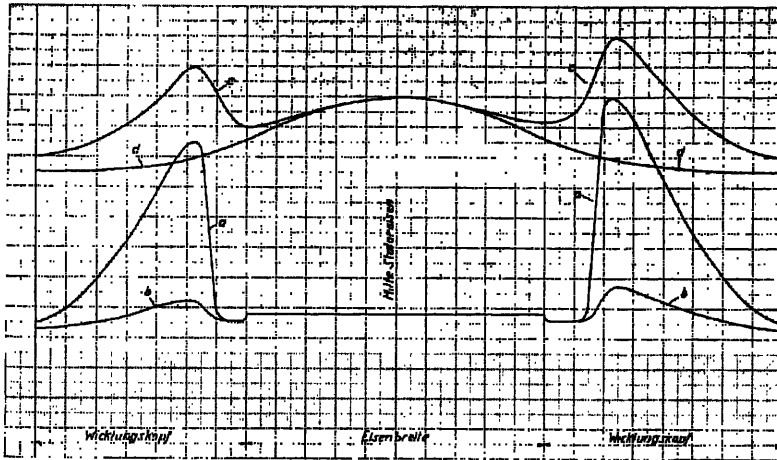


Abb. 2.

Erwärmungen wurde derart durchgeführt, daß jeweils die Tangente an die Erwärmungskurve im Ursprunge bestimmt wurde. Da für dieselbe für den Zeitmoment  $t = 0$  aus der allgemeinen Gleichung der Erwärmungskurve der Wert resultiert  $\frac{d\delta}{dt_{t=0}} = \frac{\varphi}{g \cdot c}$ , so kann bei bekannter spezifischer Wärme  $c$  für die Gewichtseinheit der Verlust  $Q$  genau bestimmt werden.

In zunehmendem Maße führen sich auch in der Schweiz die geschweißten Eisenkonstruktionen ein, wodurch oft eine namhafte Gewichtsverminderung möglich ist. Für die eingangs erwähnte 45 000 kVA-Maschine stellt sich die Gewichtsersparnis mit geschweißtem statt gegossenem Gehäuse auf 13 t, d. h. rd. 12% des totalen Maschinen- gewichtes; analog sinkt das Einheitsgewicht 2,16 kg/kVA. Der große Vorteil in bezug auf Gewichtsersparnis, der sich speziell in Transport- und Zollespesen auswirkt, verbunden mit dem nicht höheren Preise der Herstellung, lassen weite Verbreitung dieser neueren Fabrikations- methode voraussehen.



Kleinere Werte zeigen die Leistungszahlen der Generatoren für hydraulischen Antrieb, bei denen Umdrehungszahlen unter 1000 die Regel sind. Als Beispiel eines vertikalen Großgenerators, der sich durch seine riesigen Abmessungen auszeichnet, sei in diesem Zusammenhang der von der Firma BBC. für Kraftwerk Ryburg-Schwörstätt in Konstruktion befindliche Generator für 35000 kVA bei 75 U/min erwähnt<sup>2</sup>. Der Gehäusedurchmesser beträgt hier 10,8 m, was mehrfache Unterteilung von Gehäuse und Polrad erforderte. Das Gewicht von Generator und Erreger beträgt ca. 550 t, wovon nahezu 250 t auf den Rotor entfallen. Die Maschine dürfte bezüglich Abmessungen die größte in Europa sein; sie wird allerdings übertroffen durch die in Amerika im Bau befindlichen Generatoren für Dneprostroi in Rußland, 77500 kVA bei 88,2 U/min. Die immer noch mäßigen Beanspruchungen zeigen, daß damit die Grenzleistungen noch nicht erreicht sind, da bei Umdrehungszahlen unter 250 Leistungen über 100000 kVA in einer Maschineneinheit erreichbar sind. Hier liegt die Begrenzung mehr in den gewaltigen Dimensionen, welche entsprechende Arbeitsmaschinen und Arbeitsräume erfordern; zudem ist die Zahl der hydraulischen Anlagen, welche die Aufstellung derartiger Maschinenleistungen ermöglichen, sehr gering, in Europa kaum irgendwo vorhanden.

In bezug auf die Spannungsgrenze elektrischer Generatoren können ebenfalls sehr hohe Zahlen genannt werden. Die steigenden Dimensionen ergeben naturgemäß größere Nuten, wodurch kräftige Isolation und genügend starkes Abrunden derselben lassen Generatorspannungen für große Einheiten bis zu 30 kV als brauchbar erscheinen. Solch hohe Spannungen werden aber sehr selten verlangt. Für günstige Verteilung des elektrischen Feldes, namentlich beim Austritt der Spule aus der Nute, empfiehlt es sich, in die Spulenpressung abgestufte, dünne Metallfolien einzulegen, deren äußerste evtl. an Eisen gelegt wird; ebenso hat sich das Überstreichen der Außenseite der Spule mit einem schwachleitenden Lack als sehr günstig erwiesen.

Bei den Gleichstromgeneratoren können folgende Bemerkungen angebracht werden. Wenn auch hier eine gewisse Entwicklung ins Große beobachtet werden kann, so ist doch die Zunahme der Einheitsleistung bei Gleichstrommaschinen ungleich schwächer als bei Wechselstrommaschinen, was wohl in erster Linie mit dem wesentlich kleineren Bedarf zusammenhängt. Die größten Gleichstromleistungen werden heute für chemische Zwecke verlangt und hier stets bei mäßigen Spannungen; so daß große Leistungen mit großen Strömen verbunden sind, womit sofort die Schwierigkeiten der Stromabnahme in den Vordergrund treten. Abgesehen davon dürfte auch hier die Transportfähigkeit die Dimensionen begrenzen. Bei einem zulässigen Ankerdurchmesser und einer maximalen Umfangsgeschwindigkeit von 100 m/s, d. h. 250 U/min, lassen sich aus einem Rotorkörper sehr große Leistungen entnehmen. Die Polzahl bestimmt sich durch die Überlegung, daß die Frequenz der Ummagnetisierung des Ankereisens mit Rücksicht auf die Eisenverluste 50 nicht wesentlich überschreiten soll; bei 250 Um-

<sup>2</sup> Vgl. Hunziker, Große Dreiphasengeneratoren.

drehungen ergibt sich derart als Polzahl ca. 24. Führt man die maximale Spannung zwischen zwei Lamellen mit 40 V in die Rechnung ein, so erhält man bei einem Strombelag von 500 A/cm und Kompensationswicklung für die größte Leistung einer Gleichstrommaschine rd. 8000 kW. Größere Leistungen nötigen, die nach heutiger Erfahrung für einwandfreie Kommutation festgelegten Grenzen zu überschreiten und führen die Maschine in die Gefahrzone des Funkens; nach dieser Überlegung ist die Leistungsgrenze der Gleichstrommaschinen auch heute noch durch die Kommutation bestimmt. Die Spannungsgrenze ist ebenfalls durch das Verhalten des Kommutators festgelegt; durch die maximale Lamellenspannung und die mechanisch mögliche Lamellenzahl fixiert sich die höchste Maschinenspannung zu wenig tausend Volt.

Ähnliche Überlegungen gelten für die Einankerumformer. Auch hier sind den Grenzwerten der Spannung und des Stromes die oben erwähnten engen Grenzen gesteckt, so daß die gleichstromseitig abgenommene Leistung von 8000 kW als Grenzwert bezeichnet werden kann. Der bekannte Zusammenhang zwischen der Frequenz und der Bürstenspannung setzt für hohe Spannungen genügend kleine Frequenzen voraus, so daß in manchen Fällen mit dem reinen Einankerumformer die 8000 kW nicht erreicht werden. Einankerumformer für 1500 V für Bahnzweck sind mit gutem Erfolg in den letzten Jahren gebaut worden; doch gelten für sie die gleichen Grenzen. Es ist hier auf die Gleichrichter hinzuweisen, die zur Zeit für Spannungen und Ströme gebaut werden, welche mit einer Einheit des Einankerumformers nicht mehr beherrscht werden können; dadurch hat das Problem der großen Gleichstrommaschine viel eingeblüht.

### *C. Transformatoren*

Die Entwicklung zu großen Werten, sowohl in bezug auf Spannung wie Strom oder Leistung, ist ebenfalls sehr ausgesprochen bei den Transformatoren, über die im folgenden einige Angaben gemacht werden sollen, die sich allerdings nur auf Einheiten, die in der Schweiz hergestellt wurden, beziehen. Zuerst sei die Frage der Leistungsgrenze kurz besprochen. Die Größe der Eisenkerne ist wohl nur durch die Bearbeitungsmaschine beschränkt, da das Problem der Kühlung bei Anwendung von Querschlitzen, brauchbare Bleche mit Verlustzahlen  $V_{10}$  unter 1,3 herzustellen, als gelöst zu betrachten ist. Die Ausführung als 5 Schenkel-Transformer gestattet auch, zu rasche Begrenzung in der Höhe zu umgehen; die Aufteilung des Eisenkörpers in Kerne und Joche dürfte kaum Transportschwierigkeiten entstehen lassen. Mehr Mühe bereitet die Wicklung des Großtransformators; es sind in erster Linie die gewaltigen Kurzschlußstromkräfte, welche ihre Herstellung für größte Leistungen erschweren, sogar unmöglich machen. Mit folgenden Überlegungen sei ein Grenzwert für die Leistung aufgestellt. Setzt man die zulässige Beanspruchung des Kupfers auf Zug 800 kg/cm<sup>2</sup> an, so läßt sich mit Benützung eines Rechenausdruckes für die radiale Stoßkraft der größte Radius der Wicklung festlegen und damit einigermaßen die Leistung. Wir setzen den Kurzschlußstromstoß zu

$\bar{J}_{k_{\max}} = 1,8 \sqrt{2} \frac{100}{e_k \%} \cdot J_{\text{an}}$ ; ähnlich steigt die Sättigung im Streufeld auf den

Wert  $B_{sk_{\max}} = 1,8 \frac{100}{e_k \%} B_s$ . Bezeichnet man die Breite eines Wick-

lungszylinders mit  $b$ , so wird nach *Biot-Savart* die im Kupfer austretende Zugkraft für 1 cm Wickelhöhe unter Vernachlässigung jeglicher Isolation  $\frac{1}{2} B_{sk_{\max}} \cdot j_{k_{\max}} \cdot r \cdot b$ . Mit der zulässigen Zugkraft  $b \cdot 1 \cdot 800 \cdot 981\,000$  läßt sich daraus ein Wert für den Radius  $r$  und damit für den Kernquerschnitt berechnen. Mit Einsetzen von Kurzschlußspannungen über 12% kommt man rasch auf Werte über 150 000 kVA bei 50 Hz. Leider sind heute noch keine zuverlässigen Zahlen über die zulässigen Zugbeanspruchungen für Dauerlast oder Stoß für Elektrolytkupfer bekannt; besonders über die den Konstrukteur interessierende Streck- oder Proportionalitätsgrenze herrscht volle Ungewißheit. Da steigende Kurzschlußspannung die Stoßkraft quadratisch reduziert, so dürfte es heute möglich sein, jede praktisch in Betracht kommende Leistung mit Transformatoren zu beherrschen, allerdings unter Ausschluß der ungleiche Wickelhöhen schaffenden Anzapfungen. Gegen die großen Streuflüsse wird sich die Anwendung von Schutzwindungen oder Hilfsäulen empfehlen. Die Schwierigkeiten des Transportes können durch Aufteilen und Montage am Gebrauchsort wohl immer gehoben werden; schon heute gelingt es, 60 000 kVA-Transformatoren für 220 kV mit abmontierten Durchführungen bahntransportfähig herzustellen.

Auch die Zunahme der Betriebsspannung dürfte mit den Großtransformatoren bis zu sehr großen Werten möglich sein. Mit der bisherigen Bauart der einfach konzentrischen Zylinderwicklung steht einer Spannungssteigerung auf 380 kV nichts im Wege, welche Betriebsspannung in absehbarer Zeit in unserem Lande kaum erreicht oder gar überschritten werden dürfte. Von sehr großem Vorteil für die elektrische Festigkeit wird dann die Erdung des Sternpunktes, indem sowohl Baukosten wie Verluste kleiner werden, dies natürlich unter der Voraussetzung, daß die Prüfvorschriften für geerdeten Nullpunkt entsprechend reduzierte Prüfspannungen zulassen. Die schweizerischen Vorschriften reduzieren die Prüfspannung im Verhältnis 1,6:2. Die für den Kriechweg notwendigen großen Abstände von der Wicklung zum Joch werden reduziert durch die Verwendung von zwischengelegten Kragen. Nicht beherrschbare Beanspruchungen durch Sprungwellen sind kaum zu erwarten, indem Durchführungen und Wulste für eine genügende Abflachung der Wanderwellenstirn sorgen. Die bisher geübte Praxis, die Eingangs- und Sternpunktwindungen für volle Betriebsspannung von Windung zu Windung, die übrigen für 60% davon zu isolieren, hat die Transformer vor Beschädigung durch derartige Wanderwellen stets genügend geschützt. Die dielektrische Feldstärke der Isoliermaterialien wird dabei für derartige kurze Beanspruchungen auf rund den doppelten Wert derjenigen für Prüfdauer 1 min angesetzt. Eine Begrenzung hinsichtlich der Spannung dürfte eher durch die Durchführungen eintreten, indem die Dimensionen solcher Öldurchführungen,

welche Ausführung vorderhand allein in Frage kommt, Werte annehmen, welche die keramischen Fabriken heute noch nicht einwandfrei beherrschen. Die Teilung der Durchführung erhöht naturgemäß ihre Schwäche.

Erhebliche Verbreitung haben in letzter Zeit die Mehrwicklungs-Transformatoren erfahren, wo Ausführungen mit 3 und 4 Spannungswicklungen entstanden sind. In der Beziehung ist der für das früher erwähnte Kraftwerk Ryburg-Schwörstatt bei der MFO. bestellte Transformator für 4 Spannungen recht interessant. Es handelt sich hier darum, die vom Generator unter 10,5 kV entnommene Energie unter 3 verschiedenen Spannungen an verschiedene Abnehmer weiter zu leiten. Die 3 Oberspannungen sind: 48 kV, 116 kV  $\pm 5\%$  und 145 kV  $\pm 5\%$ . Neben der Auftransformierung ist auch vorgesehen, die Energie von einem Hochspannungsnetz ins andere zu übertragen. Jede Wicklung ist für 35000 kVA dimensioniert, wodurch der Transformator ungewöhnliche Dimensionen erhält. Die Kühlung des Öls erfolgt in danebenstehenden Kühlbatterien mit künstlicher Luftzirkulation. Annehmbare Werte der Kurzschlußspannung für alle 3 Spannungsstufen wurden erreicht, indem die Unterspannung in 2 Hälften aufgeteilt wurde, welche zu innerst und zu äußerst liegen. Der Transformator ohne Öl wiegt 195 t; größte Kessellänge 4500, Kesselbreite 2300, Höhe ohne Durchführungen 6400, mit Durchführung 8900 mm. Da gleichzeitig bei allen 3 Oberspannungen der Sternpunkt herausgeführt ist, so trägt der Deckel total 15 Durchführungen. In bezug auf Dimensionen und Gewicht dürften diese Transformatoren ein Extrem bilden.

Bei den für Prüfzwecke gebauten Hochspannungs-Prüftransformatoren hat die Spannung bei einer Million Volt nicht Halt gemacht. Nennenswert ist eine neue Ausführung der Firma BBC, bei welcher nur die Wicklung unter Öl gesetzt ist, der Eisenkern trocken bleibt. Um die meist sehr teure Durchführung zu ersparen, wird die Zylinderwand aus Isolationsmaterial hergestellt, nur Deckel und Boden sind Eisen; die Ausführung ist seitlich Mitte Zylinder. Zwei derartige Transformatoren für je 750 kV gestatten die Spannung  $1,5 \cdot 10^6$  V abzunehmen.

In steigendem Maße wird die Spannungsregulierung mit Stufen-Transformatoren durchgeführt, wobei der Stufenschalter unter Last betätigt wird<sup>3</sup>.

#### *D. Drehtransformatoren*

Dem gleichen Zwecke der Spannungsregulierung dienen die Induktionsregler oder Drehtransformatoren. Infolge der Konkurrenz durch den Stufentransformator mußte sich der Bau obiger Apparate auf möglichst billige Herstellung einstellen. Dies wurde erreicht durch Übergang von der vierpoligen zur zweipoligen Wicklung und durch möglichst einfachen Aufbau. Für gleiche magnetische Beanspruchung und gleiche Erwärmung konnte bei demselben Materialaufwand durch Wechsel der Polzahl die Leistung ca. 20–30% erhöht werden, allerdings unter Zulassung eines etwas größeren Leerlaufstromes. Über die Vereinfachung der Konstruktion orientiert Abb. 3, welche einen derartigen Apparat der

<sup>3</sup> Vgl. Küttler, Skizze über Fragen des Transformatorenbaues. Bericht zur 2. Weltkraftkonferenz.

MFO. darstellt; wo immer möglich, wird auch hier an Stelle von Guß eine geschweißte Flußeisenkonstruktion angewendet. Mit diesen Vereinfachungen stellt sich der Preis für Spannung unter 10 kV nicht wesentlich höher als für einen entsprechenden Stufentransformator gleicher Leistung.

Da die Induktionsregler stets in Sparschaltung ausgeführt werden, so entscheidet für die Strombegrenzung im Kurzschluß die Netzimpedanz, welche naturgemäß sehr klein ist. Die Beherrschung der dabei auftretenden riesigen Kurzschlußströme bzw. deren Wirkungen, erfordert besondere Vorkehrungen. In erster Linie werden die Wicklungen äußerst reichlich versteift; dann wird die Sperrung des Rotors mit

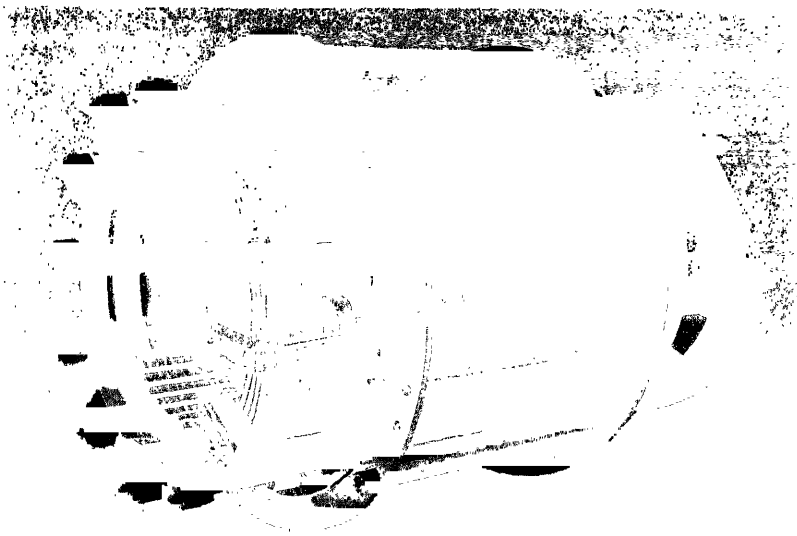


Abb. 3.

einer Rutschkupplung durchgeführt, derart, daß bei dem im Kurzschluß auftretenden großen Drehmoment, evtl. schon bei starker Überlast, der Rotor sich von seinem Antriebsmechanismus löst und frei rotieren kann. Die Stromzuführung zu der Rotorwicklung erfolgt deshalb über Schleifringe.

Ein interessantes Kapitel im Betrieb der Drehtransformatoren bildet die Stabilisierung im Parallellauf. An Stelle mechanischer Kupplung der parallel arbeitenden Reglereinheiten hat die MFO. eine Schaltung entwickelt, welche unter Verwendung der Rotorströme und zugehöriger Stromwandler auf rein elektrischem Wege die Stabilisierung einer beliebigen Anzahl Regler ermöglicht. Das prinzipielle Schaltungs-schema ist in Abb. 4 dargestellt. Die primären Wicklungen der Stromwandler liegen in je einer entsprechenden Rotorphase der Regler; die Sekundärwicklungen sind einerseits über einstellbare Ohmsche Wider-

stände kurzgeschlossen, anderseits über sich kreuzende Verbindungsleitungen gegeneinander geschaltet. Bei Gleichheit der Rotorströme schließen sich die Wandlerströme über die gekreuzten Verbindungen; bei Ungleichheit entsteht ein Ausgleichstrom  $J_a$ , der die beiden Regler im umgekehrten Sinne durchfließt und dessen Größe durch die Differenz der Statorströme bestimmt ist. Der dem Belastungsstrom entsprechende sekundäre Stromanteil schließt sich über die gekreuzten Querverbindungen, der Ausgleichstrom wird über die Ohmschen Regulierwiderstände abgedrängt. Die an diesen Widerständen auftretenden Spannungen werden auf die Spannungsspulen der automatischen Spannungsregler geschaltet, derart, daß bei Ungleichheit in beiden Drehtransformatoren eine gegenläufige Verdrehung erfolgt, bis die Spannung an den

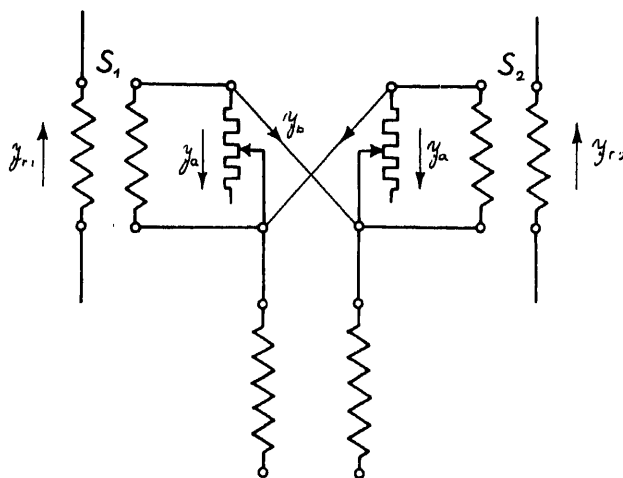


Abb. 4.

Reglerwiderständen verschwindet, der Ausgleichstrom aufgehoben ist. Die Verdrehung der Rotoren erfolgt durch Öldruck-Schnellregler, die für die Verdrehung von einer Endlage zur anderen etwa 15 s erfordern; die Empfindlichkeit der Anordnung beträgt 0,5%.

#### E. Die Quecksilberdampf-Großgleichrichter

haben heute einen Grad der Betriebssicherheit erreicht, der in jeder Beziehung mit jenem der rotierenden Umformer vergleichbar ist, abgesehen von den wirtschaftlichen Vorteilen, die sie für die meisten Anwendungsgebiete der letzteren bietet. Die in den letzten Jahren erreichten einzelnen Grenzwerte der Spannung und Stromstärke betragen 16000 V bzw. 16000 A je in einem Apparat. Dieser Erfolg, eine bemerkenswerte Leistung moderner zielbewußter Ingenieurforschung, stützt sich allein auf die in jahrelanger Versuchsarbeit gewonnene Erkenntnis der sehr verwickelten physikalischen Vorgänge im Innern des Apparates. Nachdem die schweizerische Industrie,

besonders die Firma Brown, Boveri & Cie, einen hervorragenden Anteil an der Ausgestaltung des Großgleichrichters genommen hat, sollen hier einige Punkte aus der Entwicklung festgehalten werden.

Die Erfindung des Hg-Dampfgleichrichters erfolgte bekanntlich in Amerika von *Cooper Hewitt* kurz vor Anfang dieses Jahrhunderts, und die Amerikaner hatten darauf als erste den Versuch unternommen, Metallgefäßgleichrichter für praktische Zwecke zu entwickeln. Sie gaben jedoch in der Folge dieses Gebiet vollständig auf. In Europa wurde sodann die Weiterentwicklung in die Hand genommen, wo auch die ersten brauchbaren Eisengefäßgleichrichter auf den Markt kamen.

Der erste Quecksilberdampfgleichrichter mit Metallgefäß wurde von BBC. im Jahre 1911 für industrielle Zwecke geliefert. In der Entwicklungsperiode bis zum Jahre 1921 wurden Leistungen von 350, 600 und 1000 A bei 600 V erreicht. In den Jahren 1924 bis 1926 hat dann aber plötzlich eine gewaltige Entwicklung der Quecksilberdampfgleichrichter eingesetzt. Dies war nur möglich infolge der vorangegangenen jahrelangen sorgfältigen Forschungsarbeiten. In diese Zeit fällt bei der Firma BBC., Baden, die Vollendung des Baues der Hochstromtypen für 2500, 4000, 6400, 10000 und 16000 A. In allen Ländern der Welt stehen heute Großgleichrichter für alle Zwecke für Gleichspannungen von 550 bis 4000 V im Betrieb, von denen eine größere Anzahl vollautomatisch ausgerüstet sind. Als letzte Errungenschaft des Gleichrichters ist seine Verwendung für Radiostationen bei einer Gleichspannung von 12000 V zu nennen.

Die bis zum Jahre 1925 erfolgte Entwicklung der Quecksilberdampf-großgleichrichter war eine relativ langsame, die weitere Steigerung der Typenleistungen war durch die zu jener Zeit nicht zu verhindernden Rückzündungen gehemmt. Zunächst wurde versucht, letztere so weit wie möglich unschädlich zu machen, indem beim Auftreten einer Rückzündung der gestörte Gleichrichter durch ein Selektivschutzsystem vom Netz abgetrennt wurde. Diese Maßnahme konnte jedoch nicht verhindern, daß der Kurzschluß im Gleichrichter sich im Gleichstrom-, speziell jedoch im Wechselstromnetz mehr oder weniger unangenehm bemerkbar machte. Durch eingehende Versuche wurde festgestellt, daß die Rückzündungen an den Anoden in ihrer großen Mehrzahl unmittelbar nach dem Verlöschen des Vorwärtslichtbogens auftreten und seltener im Moment des negativen Spannungsmaximums der Anode. Die Hauptursachen hierfür werden auch schon während des Vorwärtslichtbogens geschaffen, z. B. Verdampfung und Zerstäubung von Anodenmaterial infolge konzentrierten Ansatzens des Lichtbogens, Glühpunkte (Emissionszentren) an den Anoden, Nachionisation, großer Hg-Dampfdruck und damit große Hg-Dampfdichte. Diese Störfaktoren verschwinden jedoch in kürzester Zeit nach dem Verlöschen des Vorwärtslichtbogens.

Auf Grund dieser Erkenntnisse hat BBC. Gitter vor die Anoden eingebaut und damit diese Störfaktoren unschädlich gemacht. Die Wirkung der Gitter ist folgende: Durch die viel größere Geschwindigkeit der Elektronen gegenüber den Ionen laden sich die Gitter negativ auf

und setzen dadurch einerseits die Zündspannung für Rückzündungen hinauf, andererseits verhindern sie, daß Elektronen von Glühpunkten der Anoden in den Gleichrichterraum austreten. Die Gitter werden durch den Vorwärtsstrom erhitzt und erhitzen nun ihrerseits während der Sperrperiode die sie umgebenden Gase und Hg-Dämpfe, wodurch die Dichte derselben erniedrigt wird. Metalldämpfe und auch Ladungsträger schlagen sich an den Wänden der Gitter nieder. Die Glimmentladung vor den Anoden wird gestört und es fallen dadurch weniger Ionen auf die Anoden.

Bereits anfangs 1927 hat BBC. als erste Firma Gleichrichter in Anlagen mit solchen Gittern ausgerüstet. Die gewonnene Erkenntnis der erwähnten Störungsursachen ermöglicht erst den Bau von Gleichrichtern bis zu 16000 A Gleichstrom; soweit die Erhöhung der Leistung der bisherigen Typen. Sie gestattete den Lichtbogenweg und dadurch die Verluste sowie auch das Gewicht der Gleichrichter zu verringern. Parallel dazu gingen Verbesserungen hinsichtlich der Dampfführung, Kühleinsbauten, Rückführung und der gleichzeitigen Filtrierung des Hg-Kondensates.

Ein weiterer Fortschritt gelang BBC. durch den Einbau von steuerbaren Gittern. Diese werden im Moment einer Rückzündung durch schnellwirkende Relais gegenüber der Kathode negativ aufgeladen, wodurch alle Anoden, die in diesem Moment nicht brennen, gesperrt sind. Ebenso ist die Neuzündung der zur Zeit vorwärtsbrennenden Anoden nach ihrem Verlöschen verhindert. Damit wird der rückzündenden Anode die Nahrung sozusagen entzogen, weshalb sie ebenfalls verlöscht. Dieser Vorgang spielt sich innerhalb einer Periode ab, d. h. die Dauer der Rückzündung reduziert sich auf etwa  $\frac{1}{10}$  des früheren Wertes. Der Schalter des Gleichrichtertransformators fällt nicht mehr aus, so daß keine störende Rückwirkung mehr auf das Netz erfolgt. BBC. hat auch mit diesem Schutz mehrere Anlagen mit vollem Erfolg im Betrieb.

### Resumé

Ce rapport s'occupe du développement des ateliers de constructions de machines électriques en Suisse.

En même temps se posent des problèmes de limitations, à propos des hautes tensions et des grandes puissances.

Suit la description de génératrices, de transformateurs, et de redresseurs à vapeur de mercure, et l'affirmation de la possibilité de construire des machines électriques encore plus grandes.



Schweiz

## Große Dreiphasengeneratoren

Schweizerisches Nationalkomitee

*Ing. E. Hunziker*

Die Entwicklung der Elektrizitätsversorgung und des Kraftwerkbaues, sowie das Bestreben, dieselben bezüglich Erstellung und Betrieb möglichst sparsam zu gestalten, haben zu stets größeren und leistungsfähigeren Einheiten geführt. Hand in Hand damit ging eine weitgehende Erhöhung der Drehzahlen und der Betriebsspannungen.

Dieser Gang der Entwicklung wird auch in Zukunft nicht zum Stillstand kommen, höchstens, daß in dieser oder jener Hinsicht eine Verlangsamung des Tempos eintreten wird.

Der Kraftmaschinenbau (Dampfturbinen, Wasserturbinen) hat den Forderungen Rechnung getragen und durch Neukonstruktionen bedeutende Fortschritte erzielt. Der Generatorenbau hat sich den Forderungen nach gesteigerter Leistungsfähigkeit — der Not gehorchend — jeweils anzupassen verstanden und hat Maschinen erzeugt, die man noch vor wenigen Jahren für unausführbar gehalten hat; dabei ist der Generator in weitgehendem Maße zu einem mechanischen Problem geworden.

Es dürfte ein gewagtes Unterfangen sein, heute vorauszusagen, wo die Grenzen liegen, und welche Grenzen als erreichbar zu bezeichnen sind. Es ist aber gut, daß wir uns darüber Rechenschaft geben, was auf Grund der heutigen Kenntnisse und Erfahrungen zunächst noch erreichbar erscheint; dazu wird am meisten beitragen, wenn wir uns einige Beispiele ausgeführter oder in Ausführung begriffener Generatoren, die mit zu den größten bisher gebauten gehören, vergegenwärtigen und an Hand derselben uns ein Bild über die weitere Entwicklungsmöglichkeit in konstruktiver Hinsicht zu machen versuchen.

### Turbo-Generatoren

1. 3000 Umdrehungen. Vermutlich die größten in Betrieb befindlichen Generatoren dieser Drehzahl sind diejenigen des Kraftwerkes Laziska Gorne (Polen). Dieselben sind bemessen für 40000 kVA bei  $\cos \varphi = 0,7$ , 10500 V und 50 Hz. Die Bauart und Hauptabmessungen gehen aus Abb. 1 und 2 hervor. Der Stator ist in der Umfangsrichtung einteilig; das Gehäuse aus Gußeisen ist in der Längsrichtung in drei Teile geteilt und die Füße sind angeschraubt;

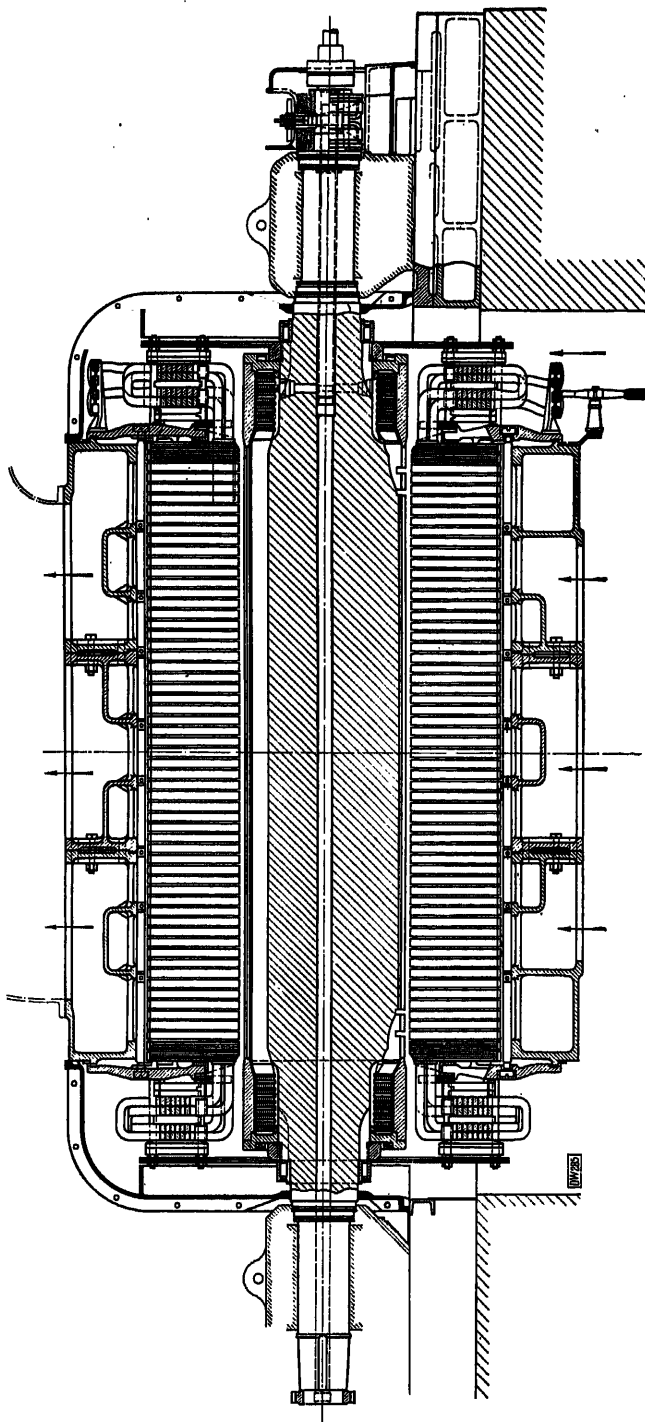


Abb. 1. Dreiphasen-Generator 45 000 kVA, 3000 Umdr.

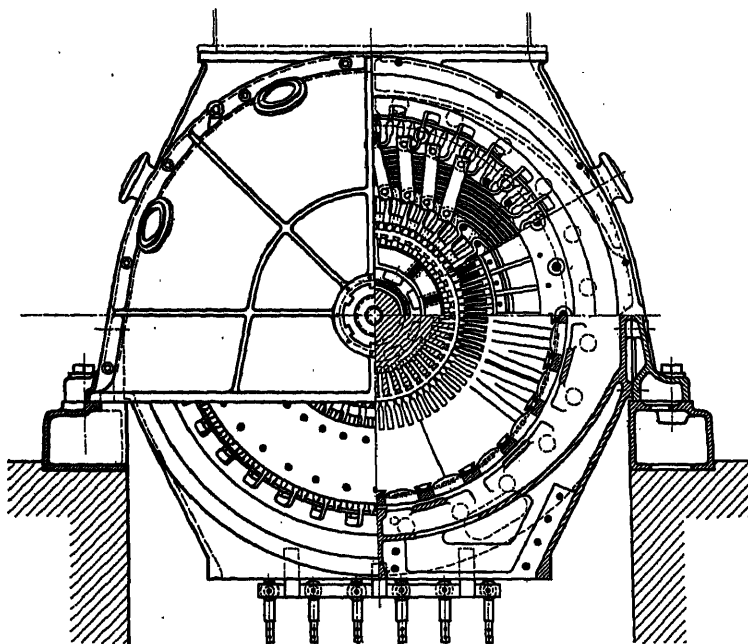


Abb. 2. Dreiphasen-Generator 45 000 kVA, 3000 Umdr.

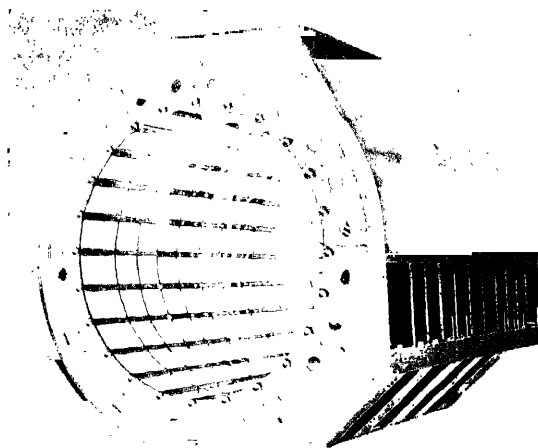


Abb. 3. Geschweißtes Stahlgehäuse zu dem Dreiphasen-Generator 45 000 kVA, 3000 Umdr.

letzteres ermöglichte es, den fertig geblechten und gewickelten Stator zu befördern. In neueren Ausführungen wird das Gehäuse in geschweißter Eisenkonstruktion gebaut, siehe Abb. 3, wodurch eine nennenswerte Gewichtsverminderung erzielt wird. Der Blechkörper ist aus hochlegierten Blechen (Verlustziffer 1,7 W) zusammengesetzt. Die Preßplatten aus Stahlguß sind am inneren Umfang mit tiefen, radialen Schlitzten versehen und tragen Kämme aus Bronze als Abstützung der Statorblechzähne. Die Statorwicklung ist eine Stabwicklung mit zwei Stäben pro Nut und ist in Stern geschaltet mit zwei parallelen Stromkreisen und mit verkürztem Schritt. Die Wicklungsköpfe sind in üblicher Weise gegen die Preßplatten kurzschlußsicher abgestützt, jedoch unter möglichster Vermeidung von Metall als Material für die Abstützungen. Die Wicklungsnuten sind halb offen, und zwar so, daß die dem Rotor zugekehrte verkleinerte Nutenöffnung eine gewisse radiale Höhe erhält; damit werden u. a. eine erhöhte Abkühlungsmöglichkeit der Statorzähne und ferner ein vergrößerter radialer Abstand zwischen Wicklungsköpfen und Rotorkappen erzielt. Die Statorverschalungen sind aus Aluminiumguß in möglichst einfacher Form und mit reichlichem Abstand von den Wicklungsköpfen ausgeführt. Die Belüftung des Stators geschieht zum Teil durch den Luftspalt, von den beiden Enden her, größtenteils aber radial; zu diesem Zwecke sind durch das Gehäuse vier Eintritts- und fünf Austrittskammern gebildet, sodaß mehrere parallele Luftwege entstehen. Die Kühlluft tritt am äußeren Umfange des Blechkörpers ein, durchfließt die Lüftungsschlitze in demselben radial nach innen, durchfließt ein Stück weit den Luftspalt zwischen Stator und Rotor, um radial nach außen durch andere Lüftungsschlitze im Blechkörper zu entweichen. Durch diese Belüftungsart wird eine gleichmäßige Abkühlung des Blechkörpers erreicht, unabhängig von der achsialen Länge derselben.

Der Rotor ist als ein einziges Schmiedestück hergestellt, aus dem die zur Unterbringung der Wicklung und zur Belüftung erforderlichen Längsnuten ausgefräst wurden; Eindrehungen in der Umfangsrichtung sind vermieden worden, um möglichst große Steifigkeit des Rotorkörpers zu erhalten; aus demselben Grunde sind die beiden Lager so nahe als möglich zusammengedrückt und die Schleifringe außerhalb des Endlagers angeordnet. Die kritische Drehzahl wurde mit 1900 bis 2000 berechnet, indessen konnte weder beim Schleuderversuch noch im Betriebe eine kritische Drehzahl bemerkt werden. Die Rotorwicklungen sind mit hitzebeständigem Material isoliert und nach dem Einlegen in die Nuten unter gleichmäßigem Wärmen festgepreßt, so daß Lagenveränderungen im Betrieb praktisch ausgeschlossen sind. Die Wicklungsköpfe werden durch die Rotorkappen aus unmagnetischem Stahl gehalten; das hierfür verwendete Material hat eine Streckgrenze von ca.  $70 \text{ kg/mm}^2$  und eine Zerreißfestigkeit von 90 bis  $95 \text{ kg/mm}^2$  bei 30 bis 35 % Dehnung, die Höchstbeanspruchung der Kappenringe bei  $3000 \text{ n}$  beträgt ca.  $25 \text{ kg/mm}^2$ . Die Belüftung des Rotors geschieht in der Hauptsache an der Ballenoberfläche, da, wie bereits erwähnt,

Lüftungskanäle im Rotorkörper nicht vorhanden sind, mit Ausnahme einiger kleiner Nuten, die an den beiden Enden eingefräst sind und zur Lüftung der Wicklungsköpfe unter den Rotorkappen dienen.

Der Rotorkörper besteht aus vergütetem Chromnickelstahl von  $45 \text{ kg/mm}^2$  Streckgrenze,  $65 \text{ kg/mm}^2$  Zerreißfestigkeit und 15 bis 20 % Dehnung. Die höchste Beanspruchung tritt an der achsialen Bohrung auf und beträgt bei der durch die REM festgesetzten Schleuderdrehzahl (125 % der Nenndrehzahl) ca. 60 % der Streckgrenze; die Beanspruchung in den Zähnen ist wesentlich geringer. Ohne Ausbohrung würde die Höchstbeanspruchung etwa nur die Hälfte betragen; die Bohrung bedeutet also eine wesentliche Schwächung des Körpers, kann aber nicht umgangen werden, da sie von den Stahlwerken gefordert wird, als die einzige Möglichkeit, das Innere des Stückes zu sehen und zu kontrollieren; ferner wird die Vergütung bedeutend wirksamer und die Gefahr, daß innere Härterisse entstehen, ist kleiner. Die erwähnte Höchstbeanspruchung ist als durchaus zulässig anzusehen, zumal im Betriebe die Schleuderdrehzahl kaum vorkommen dürfte, setzt aber bei der verbleibenden verhältnismäßig geringen Marge voraus, daß der Körper fehlerfrei und möglichst frei von inneren Spannungen angeliefert wird.

Die Erwärmung der Maschine wurde gemessen zu  $70^\circ \text{C}$  im Rotor (Wi.Messg.) und  $60^\circ \text{C}$  im Stator (eingebaute Meßelemente). Der Generator könnte somit bei  $\cos \varphi = 0,8$ , d. h. bei unmerklich erhöhter Rotorerwärmung, und bei Statorerwärmung innerhalb der REM-Grenzen mit 45000 kVA bei  $\cos \varphi = 0,8$  belastet werden. Wir wollen in folgendem die Verluste zusammenstellen, bezogen auf 45000 kVA als Nennleistung und unter Benützung der gemessenen Einzelverluste:

Verluste bei 45000 kVA und $\cos \varphi = 1$		$\cos \varphi = 0,8$
Statoreisen .....	180 kW	225 kW
Statorkupfer .....	90 „	90 „
Rotorkupfer .....	55 „	85 „
Luftreibung des Rotors .	230 „	230 „
Zusatzverluste .....	180 „	180 „
Verluste im Generator ..		735 kW = 1,6 %      810 kW = 2,2 %

Dazu kommen noch die Lüftungsverluste, welche sich folgendermaßen berechnen: die erforderliche Kühlluftmenge bei Annahme einer Temperaturzunahme der Luft um ca.  $25^\circ \text{C}$  beträgt ca.  $28 \text{ m}^3/\text{s}$  bei  $20^\circ \text{C}$  entsprechend ca.  $30 \text{ m}^3/\text{s}$  bei  $65^\circ \text{C}$ .

Der Druckverlust beträgt im Generator .....	140 mm W.-S.
im Kühler und in den Kanälen .....	60 „ „
total: ca. 200 mm W.-S.	

daraus berechnet sich der Energiebedarf des Lüfters unter Annahme eines Wirkungsgrades von  $\sim 50\%$  zu  $\sim 120 \text{ kW}$ ; ferner beträgt die Lagerreibung in den beiden Generatoranlagen  $\sim 115 \text{ kW}$ .

Die Gesamtverluste betragen somit

	bei $\cos \varphi = 1$	0,8
im Generator .....	735 kW	810 kW
im Lüfter .....	120 „	120 „
in den Lagern .....	115 „	115 „
Totalverluste	970 kW = 2,1 %	1045 kW = 2,8 %
woraus Wirkungsgrad ..	97,9 %	97,2 %.

Die Belüftung des Generators erfolgt in der Weise, daß die Kühlluft im geschlossenen Kreislauf den Generator, den Lüfter und den Kühler durchfließt; die im Lüfter zugesetzte Wärme wird also im Kühler absorbiert, und dem Generator die nicht vorgewärmte Kühlluft zugeführt; das ist nicht der Fall, wenn der Lüfter, wie dies bei kleineren Generatoren üblich ist, im Generator selbst eingebaut wird (z. B. an beiden Enden des Rotors); in diesem Falle findet durch die Lüfterverluste eine Anwärmung der Luft um 6 bis 7° C statt, und die erforderliche Luftmenge müßte in unserem Falle von 28 auf 37 m³/s erhöht werden, gleiche Erwärmung der Luft vorausgesetzt. Der größeren Luftmenge entsprechend steigt der Druckverlust im Generator ungefähr quadratisch mit der Luftmenge; den Druckverlust im Kühler und in den Kanälen setzen wir gleich ein, in der Annahme, daß diese Teile der größeren Luftmenge entsprechend bemessen werden. Der Druckverlust beträgt dann:

im Generator .....	245 mm W.-S.
im Kühler usw. ....	60 „ „
Zusammen	305 mm W.-S.

und die Lüfterverluste bei einem Wirkungsgrade von ca. 35 % 315 kW. Für die Totalverluste des Generators ergibt sich dann bei

	$\cos \varphi = 1$	0,8
Verluste im Generator ....	735 kW	810 kW
Verluste in den Lagern ...	115 „	115 „
Verluste im Lüfter .....	305 „	305 „
	1155 kW	1230 kW
oder:	2,5 %	3,3 %

Es zeigt sich somit, daß bei Anordnung des Lüfters außerhalb des Generators die Verluste bei  $\cos \varphi = 0,8$  von 3,3 auf 2,8 %, d. h. um 0,5 % der Vollast, vermindert werden; bei Halblast beträgt der Gewinn ca. 1,3 %, was schon recht bemerkenswert ist. In Wirklichkeit ist der Gewinn noch etwas größer, weil die erhöhten Zusatzverluste in den weniger einfach gestalteten Verschaltungen nicht berücksichtigt sind.

Das Gewicht des Generators ohne Grundplatte, Lager und Erreger beträgt 110 t oder 2,5 kg/kVA.

Aus vorstehender Schilderung des 45000 kVA-Generators ist zu erkennen, daß dem Bau noch größerer 3000touriger Generatoren nichts Wesentliches im Wege steht, soweit Erwärmung, kritische Drehzahl und

Belüftung in Betracht kommen; bei geringer Vergrößerung des Rotordurchmessers und entsprechend größerer Eisenlänge scheint eine Leistung von 70 bis 75000 kVA erreichbar. Es liegen auch bereits Entwürfe vor für 100000 kVA, wobei dem größeren Rotordurchmesser und der größeren Empfangsgeschwindigkeit des Rotors entsprechend, für die Wicklung Aluminium vorgesehen werden mußte. Voraussetzung ist dabei, daß der Rotorkörper mit hinreichender Sicherheit hergestellt werden kann, denn die Steigerung der Generatorgröße ist wesentlich durch den Rotor begrenzt. Wenn man, wie in obigem Beispiel, die Höchstbeanspruchung am Bohrungsrande bei der Überdrehzahl mit 60 % der Streckgrenze annimmt, so ergibt sich, daß für einen gegebenen Rotordurchmesser eine bestimmte Mindeststreckgrenze erforderlich ist, etwa wie folgt:

Rotordurchmesser	700 mm	Mindeststreckgrenze	30 kg/mm <sup>2</sup>
„	800	„	35 „
„	900	„	40 „
„	1000	„	50 „

Es ist hieraus zu entnehmen, daß für Rotordurchmesser bis etwa 700 mm mit geglühtem S.M.-Stahl auszukommen ist, wobei durch den Glühprozeß spannungsfreie Körper erhalten werden. Anders verhält es sich für größere Durchmesser; wegen der erforderlichen höheren Streckgrenze ist legierter Stahl zu verwenden, der, um auf die verlangten Eigenschaften zu kommen, vergütet, d. h. gehärtet und angelassen werden muß. Ein solcher Vergütungsprozeß ist ein schwieriger und nicht scharf kontrollierbarer Vorgang, und es besteht die Möglichkeit innerer Spannungen infolge ungleicher Abkühlung der äußeren Oberflächen und der inneren Zonen, Spannungen, die sich in gewissem Sinne zu der Eigenbeanspruchung addieren und die Sicherheitsspanne verringern. Leider gibt es bis heute noch keine Methode, die mit einiger Sicherheit solche inneren Materialspannungen erkennen, geschweige denn ihrer Größe nach bestimmen läßt. Diese Spannungen lassen sich bis zu einem gewissen Grade beheben durch Eindrehungen von tiefen Nuten in der Umfangsrichtung; solche Nuten sind aber gerade bei großen Rotoren, speziell bei großer Ballenlänge aus konstruktiven Gründen nicht erwünscht, weil dadurch der Körper zu sehr geschwächt wird. Trotz eingehender und umfassender Prüfung des Materials durch alle bekannten Verfahren und Methoden (Festigkeitsproben an den Enden des Ballens, Radialproben aus dem Ballen selbst, Prüfung des Bohrkerns, Kerbschlagproben, Ätzproben usw.) und trotz sorgfältiger Untersuchung des Rotorkörpers auf sichtbare Materialfehler, bleibt somit ein unbestimmter Faktor der inneren Spannung bestehen, dessen Einschätzung schwierig, ja unmöglich ist. Diesen Faktor, der die Sicherheit eines Rotorkörpers beeinträchtigt oder sogar in Frage stellen kann, zu eliminieren, ist eine Aufgabe, die durch den Metallurgen zu lösen ist. Die Stahlwerke haben denn auch, gestützt auf Erfahrungen mit derartigen Grenzschniestücken, bereits Mittel und Wege gefunden, um die Entstehung von Materialfehlern und von Materialspannungen

auf ein Mindestmaß zu reduzieren, einerseits durch Anwendung gewaltiger Schmiedepressen, welche ein energisches Durchschmieden des Stückes ermöglichen (größere Gleichmäßigkeit der Materialeigenschaften), andererseits durch Zusatz gewisser Materialien, welche den Vergütungsprozeß erleichtern.

Auf jeden Fall ist die Möglichkeit des Baues größter Turbogeneratoren begrenzt durch den Rotorkörper, denn die Schwierigkeit der Herstellung einwandfreier Schmiedestücke wächst mit deren Abmessungen. Angesichts dieser Tatsache ist der Konstrukteur gezwungen, sobald gewisse Abmessungen überschritten werden, von dem einteiligen Rotorkörper überzugehen auf eine mehrteilige Bauart, etwa wie sie in Abb. 4 dargestellt ist: der mittlere Teil als Hohlzylinder stellt ein einfaches Stück dar, erheischt zu seiner Anfertigung einen bedeutend kleineren Block, und seine Form bietet für das Verschmieden wie für das Vergüten wesentliche Vorteile, insbesondere dadurch, daß die Durchbohrung wesentlich größer gehalten werden kann als bei einem Rotorkörper mit angeschmiedeten Wellenenden; jedenfalls sind die Fehlerquellen weitgehend vermindert. Eine weitere Bauart, die ebenfalls in Betracht kommen kann, ist diejenige, welche den Rotorkörper aus Scheiben zusammensetzt, Abb. 5. Die Scheiben erhalten keine zentrale Bohrung, die Beanspruchung ist dadurch eine geringe, innere Spannungen sind vermieden, und vermöge ihrer Form und ihrer geringen Abmessungen können die Festigkeitswerte beliebig hoch gewählt werden. Ein so aufgebauter Körper muß durch kräftige Zugstangen zusammengehalten werden und ist für Rotoren mit größerem Durchmesser, insbesondere für vierpolige Rotoren geeignet, dagegen nicht für zweipolige Rotoren (3000  $n$ ). Ein Vorschlag, die einzelnen Scheiben am Umfange zusammenzuschweißen (Abb. 6), verdient Beachtung; Versuchsausführungen sind im Bau.

2. 88500 kVA, 1800 Umdr., 13800 V, 60 Hz,  $\cos \varphi = 0,85$ , 75000 kW. Dieser Generator bildet einen Teil der für die Anlage Hellgate (New York) gebauten Turbogruppe von 160000 kW; diese Gruppe besteht bekanntlich aus einem Generator von 100000 kVA, 1200 Umdr., und einem solchen von 88500 kVA, 1800 Umdr.; die Drehzahlen waren durch die Dampfseite gegeben. Im Rahmen der vorliegenden Studie ist nur der Generator von 1800 Umdr. interessant. Er wird bezüglich Leistung nur übertroffen von dem für die gleiche Zentrale von einer amerikanischen Firma gebauten Generator von 94000 kVA und 1800 Umdr. Den allgemeinen Aufbau zeigt Abb. 7; derselbe weist grundsätzlich dieselben Gesichtspunkte auf, wie sie für den oben beschriebenen Generator von 3000 Umdr. erwähnt wurden. Eine Ausnahme macht der Rotor: derselbe wurde mit Rücksicht auf seine Abmessungen aus drei Teilen zusammengesetzt, dem mittleren Teil als Hohlzylinder und den zwei Lagerzapfen, deren Erweiterungen ebenfalls Teile des eigentlichen Rotorkörpers bilden; die Lagerzapfen sind in der Bohrung des Hohlzylinders eingepreßt und außerdem durch Schrauben mit demselben verbunden. Ein einteiliger Rotor kam in diesem Falle nicht in Betracht, da ein derartiges Schmiedestück — dasselbe hätte



ein Gewicht von ca. 60 t haben müssen — nicht mit genügender Sicherheit hätte hergestellt werden können. Schon die Herstellung des Schmiedestückes für den Hohlzylinder im Gewicht von ca. 35 t bot

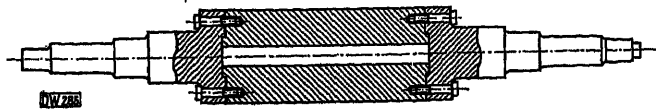


Abb. 4.

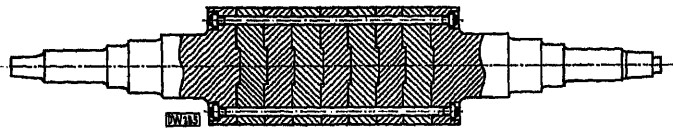


Abb. 5.

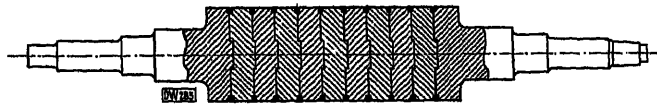


Abb. 6.

reichliche Schwierigkeiten und es mußte ein zweites Stück hergestellt werden, nachdem das erste auf Grund der Materialproben und Untersuchungen nicht befriedigte. Verwendet wurde ein Nickelstahl von

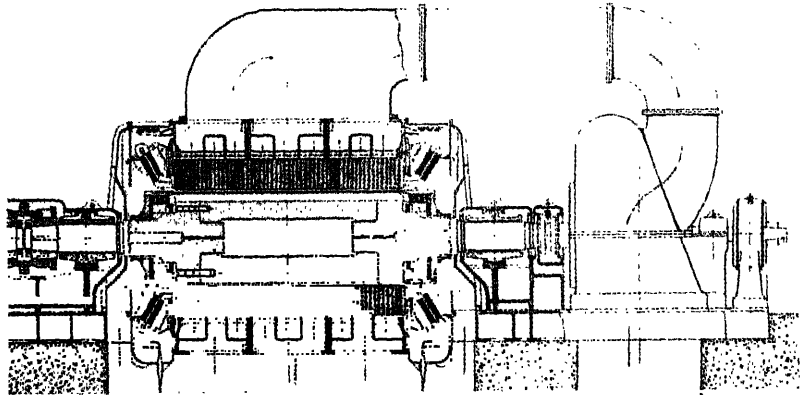


Abb. 7. Dreiphasen-Generator 88 500 kVA, 1800 Umdr.

40 bis 45 kg/m<sup>2</sup> Streckgrenze, 65 bis 75 kg/m<sup>2</sup> Zerreißfestigkeit bei 14 bis 16% Dehnung. Die kritische Drehzahl des Rotors liegt ca. 20 % über der Nenndrehzahl.

Die höchsten Materialbeanspruchungen des Rotorkörpers bei der normalen Drehzahl sind in den Rotorzähnen ca. 7 kg/m<sup>2</sup> und ca.

17 kg/m<sup>2</sup> am Innenrand, die maximale Beanspruchung erreicht also bei der Schleuderdrehzahl (125%) ca. 60% der Streckgrenze.

Für den in Frage stehenden Rotor kam auch die Anwendung eines Plattenrotors, d. h. durchgehende Welle und aufgeschrumpfte Platten, nicht in Betracht, da die Welle zu schwach ausgefallen wäre. Die Verluste dieses Generators bei 75000 kW und  $\cos \varphi = 0,85$  sind:

Statoreisen .....	470 kW
Statorkupfer .....	210 „
Rotorkupfer .....	200 „
Zusatzverluste .....	300 „
Luftreibung des Rotors .....	250 „
Verluste im Lüfter .....	320 „
Lagerreibung .....	250 „

Total: 2000 kW = 2,6%

Das Gewicht des Generators ohne Lager, Grundplatte und Erreger beträgt ca. 200 t oder 2,25 kg/kVA.

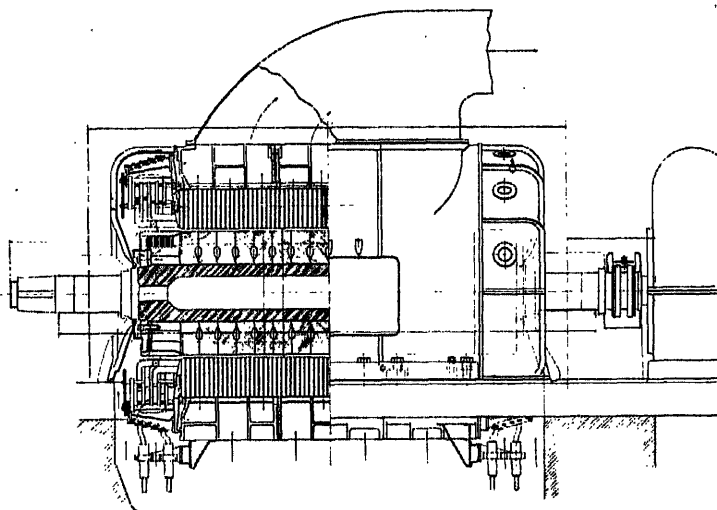


Abb. 8. Dreiphasen-Generator 100000 kVA, 1500 Umdr.

3. 100000 kVA, 1500 Umdr., 6500/13000 V, 50 Hz,  $\cos \varphi = 0,75$ . Dieser Generator ist für das Kraftwerk Zschornowitz der Elektrowerke bestimmt, und ist z. Z. der größte in Europa zur Aufstellung gelangende Generator bei 1500 Umdr. Abb. 8 zeigt einen Längsschnitt des Generators. Der Stator ist in gleichem Sinne aufgebaut wie die beiden oben beschriebenen; seine Wicklung ist in zwei ganz unabhängige Wicklungen aufgeteilt, mit besonderen Klemmen. Es ist beabsichtigt, die Maschine vorerst mit 6500 V zu betreiben und die zwei Stromkreise parallel zu schalten oder jede der beiden Wicklungen auf ein besonderes

Versorgungsgebiet arbeiten zu lassen; daneben besteht die Möglichkeit, die Stromkreise in Serie zu schalten zum Betriebe mit 13000 V. Der Stator wird an Ort und Stelle geblecht und bewickelt, da ein Transport des fertigen Stators der Abmessungen wegen nicht möglich war, und da andererseits eine Teilung des Stators und die Trennfugen des Blechkörpers vermieden werden sollten. Gewicht des Generators ca. 235 t oder  $\approx 2,35 \text{ kg/kVA}$ .

Der Rotor weist eine von den bisher beschriebenen Generatoren abweichende Bauart auf, indem er als Plattenrotor gebaut ist, d. h. auf einer durchgehenden Welle sind die Platten oder Ringe aufgeschraubt, welche den Rotorkörper bilden. Als Material der Ringe wurde Ni-Stahl mit mindestens  $55 \text{ kg/cm}^2$  St.G., 75 bis  $85 \text{ kg/cm}^2$  Zerreißfestigkeit und mindestens 15% D. verwendet; die Höchstbeanspruchung derselben beträgt am Innenrand unter Einrechnung der Schrumpfspannung und bei 125% der Nenndrehzahl ca. 50 % der Streckgrenze. Die berechnete kritische Drehzahl liegt ca. 40% über der Nenndrehzahl, der Rotor lief bei der Schleuderprobe sehr ruhig bei allen Drehzahlen bis 125% der Nenndrehzahl. Dieser Generator ist wie die oben beschriebenen und wiederum im Hinblick auf möglichste Herabsetzung der Verluste mit Umlaufrückführung und mit außen liegendem Lüfter versehen. Die Verluste setzen sich ungefähr wie folgt zusammen, bezogen auf 80000 kW und  $\cos \varphi = 0,8$ :

Statoreisen .....	480 kW
Statorkupfer .....	260 „
Rotorkupfer .....	250 „
Luftreibung des Rotors .....	300 „
Lagerreibung .....	280 „
Zusatzverluste .....	260 „
Lüfterverluste .....	370 „

Total: 2200 kW  $\approx 2,71\%$

Wenn man, gestützt auf die Daten des hier beschriebenen Generators, sich ein Bild machen will über die Möglichkeit des Baues größerer Maschinen, so ist vorerst festzustellen, daß die Begrenzung auch hier wiederum durch den Rotor bestimmt wird. Der Rotorkörper muß ohnehin aus Ringen zusammengesetzt werden, der unsichere Faktor der inneren Spannungen ist damit beseitigt, und es besteht die Möglichkeit, wegen der geringen Abmessungen der einzelnen Ringe Material von der höchsten erhältlichen Festigkeit zu verwenden. Eine Verlängerung des Rotors unter Beibehaltung des Durchmessers ist möglich, doch nur in beschränktem Maße, ca. 15 bis 20%, dagegen ist es mit Rücksicht auf die Stärke der Welle angezeigter und mit Rücksicht auf das Ringmaterial auch zulässig, gleichzeitig den Durchmesser zu vergrößern; man kommt damit auf eine erreichbare Leistung von ca. 150000 kVA bei  $\cos \varphi = 0,8$  und 1500 Umdr. Ein Generator von 160000 kVA,  $\cos \varphi = 1$  und 1500 Umdr. ist in Amerika im Bau, allerdings für 25~, also zweipolig. Mit dieser Größe ist man auch bezüglich Beförderung an der Grenze angelangt, da ein solcher Rotor,

der als ein Stück befördert werden muß, annähernd 120 t wiegt, d. h. die Tragfähigkeit der heute verfügbaren Spezialwagen würde bereits überschritten. Abgesehen von der Beförderungsfrage, die natürlich durch Beschaffung entsprechender größerer Wagen zu beheben ist, besteht somit die Möglichkeit, Generatoren zu bauen, deren Leistungsfähigkeit dem heute und in der nächsten Zukunft bestehenden Bedürfnis entspricht; Fälle, wo Einheitsleistungen von Generatoren über 100 000 kVA notwendig sind, werden nur selten sein, es sei denn, daß die Kraftwerkpraxis eine Entwicklung erfährt, die einer einschneidenden Umwälzung gleichkommt.

Was die Wirkungsgrade der großen Generatoren anbetrifft, haben die obigen Beispiele gezeigt, daß die Verluste auf den geringen Betrag von 2,6 bis 2,8% herabgesetzt werden konnten, d. h. es werden bei  $\cos \varphi = 0,8$  Wirkungsgrade von 97,2 bis 97,4% erreicht; diese Werte können für die Maschinen noch höherer Leistung kaum oder nur unwesentlich gesteigert werden; das ist ohne weiteres erklärlich, wenn man die Zusammensetzung der einzelnen Verluste betrachtet; die bedeutenderen Posten sind nämlich solche, die infolge der Vergrößerung des Rotordurchmessers annähernd proportional mit der Leistung (Statorisen, Lüftung) oder sogar etwas mehr als proportional (Luftreibung) zunehmen.

Eine Verringerung der Verluste im allgemeinen scheint in bescheidenem Maße noch möglich: so für die Statorisenverluste durch Verwendung höher legierter Bleche, sofern die heute noch zu große Sprödigkeit derselben durch verbesserte Fabrikationsmethoden behoben werden kann. Sodann durch Verwendung eines Kühlmittels von geringerer Dichte, z. B. von Wasserstoff; dadurch könnten die Verluste durch Luftreibung und für Lüftung bedeutend vermindert und der Wirkungsgrad um rd. 0,5% verbessert werden. Obschon in den Vereinigten Staaten mit dieser Lüftungsart bei Synchronkondensatoren bemerkenswerte Resultate erzielt worden sind, stehen der Anwendung derselben für Turbogeneratoren noch wesentliche Schwierigkeiten entgegen, insbesondere hinsichtlich der Abdichtung an der Welle. Die Zukunft wird zeigen, ob die mit dieser Kühlungsart verbundene Komplikation in der Konstruktion und im Betrieb den dadurch erzielbaren Gewinn am Wirkungsgrad auszugleichen imstande ist. Dieser Gewinn ist verhältnismäßig groß, bezogen auf die Generatorverluste allein, er erscheint aber viel weniger bedeutend, wenn man die Gesamtverluste einer Dampfkraftanlage in Betracht zieht, deren Wirkungsgrad von der Kohle bis zur Sammelschiene nur 23 bis 27% beträgt.

### Generatoren für Wasserkraftanlagen

Bei Dampfturbinen kommen praktisch nur zwei Drehzahlen in Betracht, nämlich 1500 und 3000; anders bei Wasserkraftanlagen, wo die Drehzahlen alle möglichen Werte annehmen können, die sich nach der Turbinenart, nach dem verfügbaren Gefälle usw. richten, also in der Hauptsache nach den hydraulischen Verhältnissen. Dazu kommt, daß die Anordnung mit liegender oder stehender Welle gewählt werden

kann, wobei allerdings die letztere für große Leistungen fast ausschließlich zur Anwendung gelangt. Als weitere Momente, welche die Abmessungen und in gewissem Sinne auch die Begrenzung der Ausführbarkeit bestimmen, sind zu nennen: das im Polrad unterzubringende Schwungmoment, das für die Regulierverhältnisse der Turbine genügen muß, ferner die Durchgangsdrehzahl, welche ebenfalls von den hydraulischen Verhältnissen abhängig ist; sie beträgt normalerweise 180 bis 200 % der Nenndrehzahl, erreicht aber in vielen Fällen Werte von 250 % und mehr. Als Beispiel eines Generators, der sich wegen seiner Abmessungen auszeichnet, sei in Kürze die Konstruktion des Generators für das im Bau befindliche Kraftwerk Ryburg-Schwörstadt angeführt;

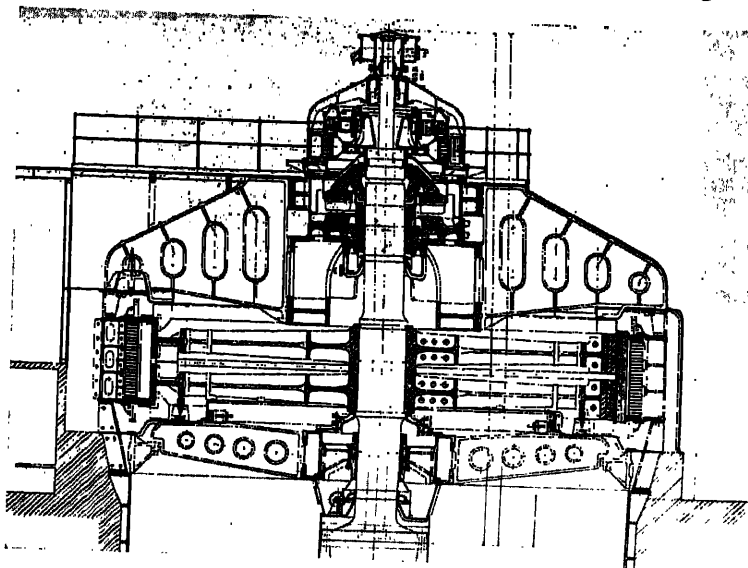


Abb. 9. Dreiphasen-Generator 35000 kVA, 75 Umdr.

einen Längsschnitt stellt Abb. 9 dar. Die Maschine ist bezüglich Abmessungen die größte in Europa gebaute. Der Rotordurchmesser mißt 9,4 m, das Gehäuse hat einen Durchmesser von 10,8 m, und der Blechmantel hat eine größte Breite von 13,5 m; die Höhe des Generators, einschließlich Erreger vom Kupplungsflansch ab gerechnet, beträgt 9,8 m. Das Gewicht des Generators einschließlich Erreger beträgt ca. 550 t, dasjenige des Polrades mit Welle ca. 250 t und das Schwungmoment  $GD^2$  desselben ca. 12500  $\text{tm}^2$ . Gerade bei dieser Maschine ist es augenfällig, wie der Charakter einer elektrischen Maschine in den Hintergrund tritt, und der Aufbau in der Hauptsache ein mechanisches Problem darstellt; einerseits die Tragkonstruktion für das Spurlager, das eine Belastung von 900 t aufzunehmen hat, andererseits das Polrad, das für eine Durchgangsdrehzahl von 185, entsprechend der 2,5fachen Nenndrehzahl, gebaut ist. Das Polrad ist in Stahlguß ausgeführt, Radstern und

Radkranz sind mehrteilig. Diese Ausführung wurde gewählt mit Rücksicht darauf, daß das Rad in der Fabrik komplett zusammengebaut und der Schleuderprobe unterworfen und hernach für den Transport wieder zerlegt werden muß. Die weitgehende Unterteilung hatte weiter den Zweck, die Abmessungen und die Formgebung der einzelnen Teile so zu gestalten, daß sie gußtechnisch die größte Sicherheit für die Gewinnung einwandfreier Stücke bot. Bei der Ausbildung des ganzen Rades und insbesondere bei der Verbindung der einzelnen Teile unter sich mußte den Beanspruchungen durch die Zentrifugalkräfte und den Ausdehnungen Rechnung getragen werden, welche bei dem größeren Durchmesser schon ganz nennenswerte Beträge ausmachen.

Wie bei den Turbogeneratoren ist auch hier, und bei den Generatoren für Wasserkraftanlagen überhaupt, die mögliche Grenzleistung in der Hauptsache bestimmt durch die Rotorkonstruktion; wenn man die üblichen Bauarten und Polbefestigungsarten sowie die heute erhältlichen Baustoffe berücksichtigt und als Durchgangsdrehzahl die 1,8- bis 2fache Nenndrehzahl zugrunde legt, so kann man für die verschiedenen Drehzahlen etwa folgende Grenzleistungen als ausführbar bezeichnen:

Nenndrehzahl = 1000	Grenzleistung = 20000 kVA
750	30000 „
600	40000 „
500	60000 „
375	80000 „
300	100000 „
250 und weniger	>100000 „

Die größten bisher gebauten oder im Bau befindlichen Generatoren sind:

750	13500 kVA	Lac d'Oô
630	24000 „	Venina
500	30000 „	Mese
375	35000 „	Torni (Galleto)
333	35000 „	Schluchseewerk
300	40000 „	Herdeche
187	45000 „	Queenston
138	40600 „	Lexington
107	65000 „	Niagara
88,2	77500 „	Dneprostroi
81,8	40000 „	Conowingo
75	35000 „	Ryburg-Schwörstadt

Ein Vergleich mit den oben als Grenzleistungen angeführten Werten zeigt, daß den Bedürfnissen der nächsten Zukunft nach größeren Einheiten noch reichliche Entwicklungsmöglichkeit geboten ist; die Grenzleistungen liegen bedeutend über den bisher zur Ausführung gelangten Höchstleistungen. Eine weitere Steigerung ist entweder eine Frage der Beförderungsmöglichkeit oder eine solche der Herstellung.

Die Beförderung spielt hauptsächlich eine Rolle bei den höheren Drehzahlen, während sie bei niedrigen Drehzahlen zurücktritt, weil in

621.3

n301.12

3630

solchen Fällen die Möglichkeit weitgehender Unterteilung eher vorhanden ist; andererseits tritt die Frage der Herstellung mehr in den Vordergrund bei den niedrigen Drehzahlen, welche große Abmessungen und entsprechende Arbeitsmaschinen und Montageräume zur Voraussetzung haben. In allen Fällen aber sind (wie bei den Turbogeneratoren) weitere Steigerungen in erster Linie von den Fortschritten abhängig, welche die Beschaffung zuverlässiger und widerstandsfähiger Konstruktionsmaterialien machen wird.

### Résumé

Le développement des centrales électriques exige des puissances unitaires de plus en plus élevées. Les constructeurs des machines motrices ont tenu compte de ces exigences et ceux des alternateurs ont suivi le mouvement, la construction des alternateurs étant devenue, dans une large mesure, un problème d'ordre mécanique. Afin de pouvoir se rendre compte des possibilités d'un futur développement, il est donné quelques exemples de gros alternateurs déjà construits.

A. *Turbo-alternateurs* 45 000 kVA, 3000 t/min, 88 500 kVA, 1800 t/min et 100 000 kVA, 1500 t/min. Les caractéristiques de ces 3 machines sont décrites et les rendements atteints, ainsi que les contraintes du matériel, sont indiqués. L'exécution du rotor varie suivant la vitesse: rotor en une seule pièce pour les faibles diamètres, rotor en trois pièces pour les diamètres moyens et rotor à disques pour les grands diamètres. Il est mentionné la difficulté de produire des grosses pièces forgées sans défauts, ni tensions internes, et il est indiqué les moyens d'y parer. La puissance-limite est déterminée en première ligne par la qualité des matériaux du rotor. Dans l'état actuel des connaissances, la puissance-limite exécutable peut être fixée vers 70 à 75 000 kVA pour les machines à 3000 t/min et vers 150 000 kVA pour celles à 1500 t/min. Dans ce dernier cas, la limite de la possibilité de transport est également atteinte, le poids du rotor atteignant env. 120 t, ce qui dépasse déjà la capacité des moyens actuels de transport. Même dans un avenir prochain, les unités supérieures à 100 000 kVA resteront des exceptions.

B. *Alternateurs pour centrales hydroélectriques*. Les conditions sont ici beaucoup plus variées. Les vitesses nominales peuvent osciller entre 75 et 1000 t/min, les vitesses d'emballement entre 1,8 et 2,5 fois la vitesse nominale, il y a lieu de tenir compte des constructions pour machines à axe vertical et à axe horizontal, etc. Il est donné comme exemple d'un alternateur de fortes dimensions, une brève description de celui de la centrale de Ryburg-Schwörstadt. Il est insisté sur le fait que les problèmes d'ordre mécanique passent en premier plan dans la construction d'un tel alternateur: le croisillon du palier de butée devant supporter une charge de 900 t, la roue polaire dont le diamètre est de 9,4 m, pour une vitesse d'emballement de 185 t/min, c'est-à-dire 2,5 fois la vitesse nominale. Les puissances-limite sont indiquées, qui peuvent être désignées comme étant exécutables, sur la base des constructions courantes, ceci pour diverses vitesses de rotation. Il est montré, à l'aide d'une énumération des plus gros alternateurs construits jusqu'ici que ces puissances-limite permettent une large possibilité de développement. C'est le transport qui limite les vitesses élevées, tandis que la fabrication limite les plus faibles vitesses. Dans les deux cas toutefois, l'accroissement de la puissance dépend directement de l'amélioration des matériaux de construction.

Tschechoslowakei

## Grenzleistungen im Elektromaschinenbau<sup>1</sup>

Tschechoslowakisches Technisches Komitee

Hauptverein Deutscher Ingenieure, Brünn

Prof. F. Niethammer

1. Die *Drehstromsynchronmaschine* in unmittelbarer Kupplung mit Dampfturbinen wird heute bei 50 Hz und 3000 U/min normal von den meisten Firmen bis etwa 45 000 kVA-Leistung gebaut. Da der Läuferkörper bei dieser Drehzahl allgemein aus einem *massiven Stück* besteht, das nur von erfahrenen Stahlwerken hergestellt werden kann, so ist es fast unmöglich, die darin auftretenden Abscheidungen und Wärmespannungen genau zu beherrschen, und es sind wiederholt solche massiven Läuferkörper, namentlich bei der mit 25 % erhöhten Drehzahl (3750 U/min) über einen gewissen Durchmesser hinaus durchgeführten Schleuderprobe auseinandergefliegen. Es bedeutet deshalb einen gewaltigen Sprung vorwärts, daß das Kraftwerk St.-Dénis in Paris einen Dampfturbosatz in Auftrag gegeben hat, dessen Generator bei 50 000 kW 71 800 kVA leisten soll. Die Dampfturbine wird in den Werkstätten der Maschinenfabrik Oerlikon, der Generator in den Ateliers des Constructions Electriques de Jeumont hergestellt. Auch die Alsthom wird einen 50 000 kW-Turbosatz liefern, wobei der Drehstromgenerator bei 3000 U/min 62 500 kVA leisten wird. Bei 60 Hz, wie das in Amerika üblich ist, kommt man bei 2 Polen sogar auf 3600 U/min, bei der Schleuderprobe auf 4500 U/min, so daß die Konstruktion noch schwieriger wird. Die SSW. Berlin liefern für das belgische Großkraftwerk Schelle einen Drehstrom-Turbogenerator von 80 000 kVA  $\cos \varphi = 0,75$ , 10 500 V, 3000 U/min, in der ganzen Welt die größte Maschine dieser Drehzahl.

Bei 4 Polen und 50 Hz, also 1500 U/min, ist die größte Leistung eines Turbogenerators in Europa und Amerika 100 000 kVA. Zwei solche Generatoren werden im Kraftwerk Zschornowitz der Elektrowerke A.-G. aufgestellt, einer von Brown, Boveri & Cie., der andere von den Siemens-Schuckert-Werken. Die General Electric Co. hat allerdings in Amerika bei 25 Hz und 1500 U/min einen Turbogenerator für 160 000 kW bei etwa  $\cos \varphi = 1$  hergestellt, was viel schwieriger ist als bei 50 Hz.

<sup>1</sup> Vgl. Niethammer, Z.V.D.I. 72, S. 129 ff. (1928), ferner Parsons, Engineering, 16. August 1929, S. 215, sowie Foster und Savage, J.A.I.E.E. 48, S. 733 (1929).



Bei 1500 U/min sind die baulichen Schwierigkeiten etwas geringer, weil man genügend Platz zur Verfügung hat, um den Läufer aus einer Reihe *Stahlplatten*, die man auf eine kräftige Welle aufreht, zusammenzubauen. Man hat dann einen genauen Einblick in die Beschaffenheit des Werkstoffs und kann Fehlerstellen leichter ausfindig machen. Zudem werden die Teile einzeln ausgewuchtet. Die Plattendicke ist etwa 200 mm.

Die General Electric Co. (Amerika) hat bei 1800 U/min und 60 Hz einen Turbogenerator für 150 000 kW in Arbeit und für Brooklyn einen solchen von 200 000 kVA.

Der weitere Fortschritt in der Leistungssteigerung hängt in erster Linie von der *Hütten Technik* und ihrer Vervollkommnung ab. Es handelt sich bei den Läufern für 3000 U/min um die Gewinnung ganz gleichmäßig durchgeschmiedeter und vergüteter, fehlerfreier, gut magnetischer Stahlstücke, die bei entsprechender Zähigkeit ohne innere Wärmespannungen große Festigkeit haben müssen und nirgends Sprödigkeit zeigen dürfen.

Die Gefahr beim Erkalten der großen Stahlstücke in den Stahlwerken besteht vor allem darin, daß sich Schwefel und andere nichtmetallische Einschlüsse *ausscheiden* und schwache Stellen bilden, wie man das mit Hilfe von Schliffen feststellen kann. Diese Abscheidungen (segregations) und die damit verbundene axiale Schwächung lassen sich aber nach *Parsons* beim Gießen durch geeignete Formen und deren Heizung vermeiden. Außerdem treten aber beim Abkühlen der Stücke Wärmespannungen auf, die verhängnisvoll werden können, und die durch Hohlbohren vermindert werden. Das Gewicht des vom Hüttenwerk kommenden Stückes wird im Laufe der Bearbeitung ganz wesentlich, etwa auf  $\frac{1}{3}$ , heruntergedrückt.

Um fehlerhafte Stahlstücke auszuschließen, müssen meines Erachtens die Untersuchungsmethoden der Läuferkörper noch ganz wesentlich verbessert werden, wobei auch elektromagnetische Felder und Röntgenstrahlen zuzuziehen sind. Ferner müssen genaue Auswuchtversuche des Läufers in den einzelnen Bauzuständen möglichst schon im Stahlwerk höchstens roh vorgeschroppt, bei stark erhöhter Drehzahl durchgeführt werden. Bei diesen einzelnen dynamischen Auswuchtversuchen des Stückes ohne Nuten, mit Nuten, mit Wicklung, müssen mit geeigneten Meßinstrumenten die kleinsten Veränderungen der Abmessungen, vor allem auch bleibende Dehnungen, festgestellt werden. Die Frage der Herstellung zäher und zugleich unmagnetischer Läuferkappen und Bindedrähte bei großer Festigkeit kann man als gelöst ansehen, so daß ein Auseinanderfliegen dieser Kappen kaum mehr vorkommt; bei Unfällen beobachtet man nur, daß sie sich elliptisch ausbauchen.

Zur Kontrolle der Festigkeitseigenschaften werden nicht nur Chargenproben, sondern auch aus dem Läuferkörper selbst Werkstückproben in radialer und tangentieller Richtung entnommen, und man bestimmt auch die Kerbzähigkeit. Die Oberfläche der Seelenbohrungen und der anderen Bohrungen wird mit Spiegelapparat oder Stereoskop genau

untersucht. Die Gefügebilder oder Schliffe geben ebenfalls wertvolle Aufschlüsse, ebenso chemische Untersuchungen und magnetische Proben.

Für den Chromnickelstahl der Läuferkörper, wie sie vom Eisenwerk Witkowitz, von den Skodawerken und von Krupp geliefert werden, gilt: radiale und tangentielle Festigkeit 70 kg/mm<sup>2</sup>, Streckgrenze 50 kg/mm<sup>2</sup>, Dehnung 25 %, Einschnürung 28 %, für die von der Poldihütte hergestellten unmagnetischen Läuferkappen Marke AM 70 Festigkeit 99 kg/mm<sup>2</sup>, Streckgrenze 74 kg/mm<sup>2</sup>, Dehnung 40 %, Einschnürung 54 %, Kerbzähigkeit 8 mkg/cm<sup>2</sup>, für Marke AM 40a Festigkeit 80 kg/mm<sup>2</sup>, Streckgrenze 43 kg/mm<sup>2</sup>, Dehnung 70 %, Einschnürung 60 %, Kerbzähigkeit 18 mkg/cm<sup>2</sup> und für die von der Poldihütte gelieferten unmagnetischen Bandagendrähte 170 kg/mm<sup>2</sup> Festigkeit, 7 % Dehnung, 36 % Einschnürung, Biegezahl 3. Oerlikon beansprucht ihre Läuferkörper höchstens mit 15 % der Streckgrenze und die Kappen höchstens mit 30 % dieses Wertes. Am ungenutzten Läufer werden Schleuderproben mit 25 % Überdrehzahl durchgeführt, und es wird dabei auf bleibende Dehnung bis auf  $\frac{1}{1000}$  mm untersucht. Große Beanspruchungen sowohl des Läuferkörpers als auch der Stirnverbindungen, die solid festzulegen sind, entstehen bei plötzlichen Kurzschlüssen, sie können stoßweise das 50- und 100 fache der normalen Drehmomente betragen.

Auch in konstruktiver Hinsicht ist der Läuferaufbau noch zu verbessern. Eine der Hauptursachen der ungleichmäßigen Abkühlung der Stücke liegt in der großen Verschiedenheit der Durchmesser des eigentlichen Läuferkörpers und der ein Stück damit bildenden Wellen- und Zapfenansätze auf beiden Seiten. Eine Abhilfe besteht darin, daß man das trommelförmige Stück für sich herstellt und die Wellenstücke beiderseits für sich anflanscht oder verschrumpft. Dieser Druckrückläufer wird einfach, wenn man die übliche Läuferkonstruktion mit radialen Nuten und Wicklungskappen aufgibt, und dafür bei zwei Polen die unter sich *parallelen* Läufernuten rings um den Läuferkörper herumlaufen läßt und die Stirnverbindungen in die Läufernuten einbezieht, wie das von Ganz & Co und auch von den Siemens-Schuckert-Werken geübt wird. Dabei legt die erste Firma die beiden außenliegenden Enden, d. h. die Mitte der mit Glimmer isolierten Erregerwicklung an den Läuferkörper. Läuferballen mit Schwalbenschwänzen, in welche die Zähne eingesetzt werden, sind bezüglich Materialeinblick etwas im Vorteil.

Selbstverständlich ist es in allen Fällen, die Übergänge an Wellenabsätzen mit großen Abrundungsradien auszuführen, weil bei scharfen Übergängen eine ganz erhebliche Steigerung der Beanspruchung auftritt, die wiederholt zu Zapfenbrüchen geführt hat, wobei sich der mit hoher Drehzahl laufende Läuferkörper aufrichten und als Kreisel schweres Unheil anrichten kann. Der Ersatz des Kupfers durch Aluminium in der Läuferwicklung setzt die Fliehkräfte und damit die Beanspruchung ganz wesentlich herunter und ermöglicht eine Leistungssteigerung.

Der von mir an anderer Stelle aufgestellte Ausdruck für die *Grenzleistung*  $P$  in kVA bei  $n$  U/min lautet

$$P \cdot n = 4,2 \xi \cdot A \cdot 1 \cdot v^2 \cdot 10^{-4} \quad (1)$$

und sagt, daß die Leistung begrenzt wird durch die magnetische Feldstärke  $\xi$  im Luftspalt, durch den elektrischen Strombelag  $A$  in Ampereleitern je cm Umfang, durch die mechanische Beanspruchung infolge der Umfangsgeschwindigkeit  $v$  in m/s und durch die aktive Länge  $l$  der Maschine. Große Länge  $l$  erschwert die Kühlung und bringt die kritische Drehzahl oder ihre oberen Harmonischen in die Nähe der Betriebsdrehzahl. Bei einer Umfangsgeschwindigkeit  $v =$  etwa 140 m/s,  $A = 700$  und  $\eta = 8000$  kann man heute etwa folgende Grenzleistungen bei 50 Hz aufstellen:

U/min	kVA	Bohrung D in m	Länge $l$ in m
3000	100 000	1	6
1500	250 000	2	8

was  $P \cdot n = 225 \cdot 10^6$  und  $375 \cdot 10^6$  entspricht. Mit der Zapfengeschwindigkeit geht man bis auf etwa 60 m/s bei 10 kg/cm<sup>2</sup> Lagerdruck.

Das *Erwärmungsproblem* der Grenzleistungsgeneratoren kann wohl als gelöst angesehen werden und zwar durch Unterteilung der Kühlung in viele *parallele* Luftströme und durch zahlreiche axiale und radiale Luftkanäle, im Läufer durch Kanäle unter und neben den bewickelten Nuten sowie durch Kanäle in den Zähnen und leeren Nuten. Dabei kann man in schwierigen Fällen besondere Luftbläser aufstellen, ja man könnte auch noch Flüssigkeitskühlung zuziehen. Parallele Kühlwege ermöglichen es, Maschinen beliebiger Länge zu bauen, ohne daß die Luftpressung unzulässig hoch wird, wobei man aber die Luftkanäle und den Lufteintritt so auszubilden hat, daß der Druckverlust möglichst klein wird.

Die besonderen Ventilatoren großer Turbogeneratoren sitzen entweder auf der Generatorwelle oder erhalten eigenen Antrieb. Werden solche Maschinen auf großen Höhen aufgestellt, so bereitet die Kühlung besondere Schwierigkeiten, weil die Luftdichte in 1800 m über dem Meere etwa 20 % geringer ist als auf Seehöhe. Die geschlossene Ringlaufkühlung mit *Wasserstoff* ermöglicht eine wesentliche Leistungssteigerung und eine Verbesserung des Wirkungsgrades, sie hat auch den Vorteil, daß keine Korona- und Feuererscheinungen auftreten können, und auch der Lärm geringer ist als bei Luft. Es empfiehlt sich, in die Ständer- und Rotorwicklung und in die Blechpakete Temperaturanzeiger einzubauen.

Aber kräftige Kühlung ist nicht das einzige Mittel, um die Abmessungen der Maschine, im besonderen  $v$  und  $l$ , herabzusetzen. Ebenso wichtig ist es, die magnetischen und elektrischen Beanspruchungen zu steigern, wobei man aber dafür zu sorgen hat, daß die *zusätzlichen* Eisen- und Kupferverluste möglichst klein bleiben. In dieser Beziehung hat man in den letzten Jahren wesentliche Fortschritte gemacht. Durch

sorgfältige Entfernung des Stanzgrades an den Ständerblechen hat man es oft erreicht, die eigentlichen Eisenverluste auf die Hälfte herabzusetzen. Distanzstücke in den Ständerlüftekanälen verursachen Zusatzverluste; man verwendet dafür Bronze, nicht Eisen. Wegen der unvermeidlichen Ungleichheit der 3 Phasenbelastungen bilde man im Läufer stets eine Dämpferwicklung aus, um die Zusatzverluste durch Einphasenfelder zu vermeiden. Die Oberwellen in der Ankerrückwirkung, die zusätzliche Eisenverluste bedingen, verringert man durch Schrittverkürzung auf etwa 80 % oder  $66\frac{2}{3}$  %. Die beträchtlichen Verluste durch die Streufelder der Wickelköpfe setzt man dadurch herab, daß man die Läuferkappen oder Läuferbandagen, die Flansche und Hauben aus unmagnetischem Stahl, die Ständerflansche manchmal sogar aus Kupfer, herstellt. Man legt wohl auch einen feststehenden Dämpferkäfig zwischen die Ständerwickelköpfe und die Läuferkappen. Um schädliche magnetische Felder wegzudämpfen, verbindet man die unterteilten Ständer-Preßflansche durch Kupferstücke zu Kurzschlußringen, auch die am Ständerblechrand liegenden axialen Führungsschienen oder Bolzen werden mit Kurzschlußringen verbunden, so daß die magnetischen Felder vom Gehäuse abgehalten werden. Die sogenannten Polschuhverluste die von den durch Nutschlitze im Ständer bedingten Flußschwankungen herrühren, mildert man durch ring- oder schraubenförmige Eindrehungen am Läuferumfang, wodurch gleichzeitig die Kühlung verbessert wird.

Durch Verdrillung der Ständerstäbe, Benutzung der Zweischichtwicklung und Verdrillung der Wickelköpfe hat man die zusätzlichen Verluste im *Ständerkupfer* fast weggebracht, doch ist es meist auch notwendig, die Stirnverbindungen gleich nach ihrem Austritt aus der Nute um  $90^\circ$  zu verdrehen, also auch in den Wickelköpfen die nicht unbeträchtliche Stromverdrängung zu bekämpfen. Die Stromverdrängung läßt sich durch die Zweischichtwicklung mit nur einmal in der Nutmitte verdrillten Stäben und Verdrillung in den Wickelköpfen ebensogut überwinden, wie mit dem hohen, vielfach verdrillten einzelnen Kunststab je Nute und ist konstruktiv eher besser, da beim Kunststab die vielen Einzelleiter namentlich an den Verdrillungsstellen sehr sorgfältig mit Glimmer isoliert werden müssen, wenn man Körperschluß und Brandstellen vermeiden will. Die Wickelstoffhalter mache man aus Isolierstoff.

Da man zur Abfuhr von jedem kW Verlust etwa  $\frac{1}{4}$  kW Ventilatorleistung benötigt, so leuchtet es ein, wie wichtig es ist, die Verluste an sich herunterzudrücken. Tatsächlich erreicht man bei den großen Turbogeneratoren schon Wirkungsgrade von 98 %.

Bei den großen Maschinenleistungen, die heute verlangt werden, kommt man schon wegen der Schalterschwierigkeiten mit der normalen *Generatorspannung* von 6000 V nicht mehr aus; man geht auf 13000, 18000 ja auf 30000 bis 36000 V im Generator und schließt unmittelbar an die Generatoren Kabelleitungen und Freileitungen an. Solch hohe Spannungen verlangen aber sorgfältigste Auswahl und Ausführung der Isolation, wenn man Durchschläge und Überschläge vermeiden will. In den Isolierhülsen aus Glimmer müssen Luft- und

Gasblasen zuverlässig vermieden werden, da sich darin durch Glimmentladungen Zerstörungserscheinungen ausbilden. Die langen Isolierhülsen kommen bei der Erwärmung und Abkühlung ins Atmen und Arbeiten, wobei sie verletzt werden und Luftzwischenräume entstehen, wenn man nicht eine weiche Schicht von Stanniol oder einen Kupferanstrich außen um die Hülsen preßt und auch etwas über die Nuten hinaus vorstehen läßt. Die an den Stirnverbindungen auftretenden Glimmerscheinungen unterdrückt man durch einen metallisierten Graphit- oder Karborundumanstrich. Parsons legt bei 33000 V Generatorspannung 3 ringförmige Kupferkabel konzentrisch ineinander in die runden Nuten, wobei der innerste Leiter jeweils die höchste Spannung gegen Gehäuse hat.

Es ist verfehlt, mit der *Temperatur* der langen großen Einheiten an die äußersten Grenzen zu gehen. Die G.E.Co (Amerika) empfiehlt die mit eingebauten Temperaturanzeigern festgestellten Übertemperaturen, im Ständer 45 bis 50° C und im Läufer 60 bis 70° C, nicht zu überschreiten. Bei zu hoher Temperatur treten nicht nur Störungen infolge der starken Ausdehnung von Kupfer und Eisen auf, es kommt sogar der Isolierlack zum Verdampfen, wobei die Gase Zerstörungen anrichten können. Wegen des Temperaturgefälles ist es zweckmäßig, die Isolierhülsen so dünn, als es die dielektrische Festigkeit zuläßt, zu machen, dafür aber beste Isolierstoffe (Glimmer) zu verwenden.

Infolge der großen Länge der zweipoligen Turbogeneratoren mit 3000 und 3600 U/min ist es bei größeren Leistungen unvermeidlich, daß die kritische *Biegungsschwingungszahl* in die Nähe der Betriebsdrehzahl kommt. Man verlangt dann gewöhnlich, daß die kritische Drehzahl höchstens 60 % der Betriebsdrehzahl sei, und beim Anfahren fährt man rasch durch diese Drehzahl durch. Doch ist zu bedenken, daß die kritische Drehzahl des Generators an sich einen ganz anderen Wert hat als der vereinigte Turbosatz (Generator samt Turbine). Dazu kommt noch, daß der einseitige magnetische Zug additiv oder subtraktiv zum Eigengewicht des Läufers in die Formel zur Berechnung der kritischen Biegungsdrehzahl eingeht, so daß es eine Reihe Ursachen gibt, welche die Höhe der kritischen Drehzahl beeinflussen, und es leicht vorkommen kann, daß sie aus einem der erwähnten Gründe mit der Betriebszahl zusammenfällt. Das ist natürlich auf die Dauer unmöglich, weil es zu solchen Erschütterungen führt, daß irgendein Konstruktionsteil bricht oder der Läufer am Ständer schleift. Der Wert der kritischen Drehzahl wird auch durch die Art der Zapfeneinspannung und der Zapfenaufgabe beeinflusst. Nun ist es weiter eine ziemlich häufige Erscheinung, daß die Läuferwicklung *Körperschluß* bekommt, was dann zu einem starken, in der Richtung bei jeder Umdrehung wechselnden, einseitigen, magnetischen Zug führt, wenn betriebsmäßig die Mitte der Erregerwicklung mit dem Läuferkörper verbunden ist. Es treten dann infolge der wechselnden Kräfte und wechselnden kritischen Drehzahl schwere Erschütterungen des Generators auf, die einen Betrieb unmöglich machen. Übrigens führen unter Umständen auch Torsionsschwingungen allein oder in Verbindung mit den Biegungsschwingungen

zu Störungen. Dabei können auch die Kupplungen zwischen Turbine und Generator eine störende Rolle spielen und zwar dürften nachgiebige Kupplungen in dieser Hinsicht ungünstiger sein als starre, was ebenso für Ölmaschinen und andere Antriebsmaschinen gilt. Bei den großen zweipoligen Generatoren besteht Gefahr, daß die zweite Harmonische der kritischen Drehzahl in die Nähe der Betriebsdrehzahl kommt.

Die bei Kurzschlüssen auftretenden mechanischen Belastungsstöße können zur Lösung, ja zur Zerstörung von Lager- und Fundamentalschrauben sowie zur Einleitung von Schwingungserscheinungen führen.

Bei den großen Einzelleistungen und großen Zentralleistungen parallel geschalteter Generatoren treten bei *Kurzschlüssen* nicht nur in den Generatoren, sondern auch in den Verbindungsleitungen und in der Schaltanlage verhängnisvolle mechanische Kräfte und Wärmeerscheinungen auf, die man bekanntlich in der Konstruktion der Generatoren durch große Ankerrückwirkung und zur Herabsetzung des plötzlichen Kurzschlußstromes durch große Streuung, auch in Form von Streunuten bekämpft. Wegen mangelnder Überlastungsfähigkeit und Stabilität gibt es aber in dieser Richtung doch eine Grenze, und man geht in Amerika nicht so weit wie in Europa. In allen Fällen ist es angezeigt, zwischen die parallelgeschalteten Generatoren, auch zwischen die einzelnen Generatoren der Mehrwellensätze geeignete Luftdrosseln zu schalten, die man in Amerika neuerdings in Öl setzt, wobei aber die Streulinien im Ölkessel durch Dämpfer abgedrosselt werden. Bei den großen Einheiten von 160000 kVA in einem Generator unterteilt man die Ständerwicklung in zwei Wicklungen und führt jede über einen eigenen Ölschalter und eine Luftdrossel zu getrennten Sammelschienen (Doppelwicklung). Ein anderes Verfahren zur Herabsetzung des Kurzschlußstromes, das in Amerika Anklang gefunden hat, ist das Parallelschalten bei Last, d. h. man schaltet die Generatoren im Kraftwerk nicht parallel, sondern führt einzelne Kabel von jedem Generator getrennt zu den verschiedenen Unterstationen mit Einankerumformern, die erst auf der Gleichstromseite parallel arbeiten.

2. Im *Wasserturbogeneratorenbau* ist man vorläufig auch in den schwierigsten Fällen noch mit *ausgeprägten* Polen ausgekommen, obwohl die Polräder für die Durchgedrehzahl entworfen werden müssen, die mindestens das 1,8fache, bei Peltonrädern und Kaplan turbinen aber das 2,3fache und mehr der Nenndrehzahl beträgt. Bei den großen raschlaufenden Wasserkraftgeneratoren, die ausschließlich in geschlossener Bauart mit eingebauten Ventilatoren ausgeführt werden, wird der Läufer aus einzelnen aneinandergereihten *Stahlplatten* oder aber auch aus einem vergüteten Stahlgußstück hergestellt. Die Pole mit Hochkantkupper sitzen mit ein- oder mehrfachen Schwalbenschwänzen<sup>2</sup> oder auch mit runden oder eckigen Hacken im Jochring. Häufig sind die Pole *ein* Stück mit den Jochringen und nur die Polschuhe werden mit einem Kranz von Schrauben oder durch kammartiges Ineinandergreifen und axialen Tragbolzen an den Polen befestigt. Für Wasser-

<sup>2</sup> Wegen der Berechnung siehe H. Schmalz, *Id. u. M.* Bd. 45, S. 313 (1927).

kraftgeneratoren mit ausgeprägten Polen kann man als Grenzleistungen  $P$  in kVA bei  $n$  U/min annehmen:

$$P \cdot n = 30 \cdot 10^6.$$

Zu den Grenzleistungen gehört der GE-Generator von 35000 kVA für 375/450 U/min für die Southern California Edison Co, der 50 und 60 Hz erzeugen kann, ferner der lotrechte Handeck-Generator der Maschinenfabrik Oerlikon für 32000 kVA 500 U/min (max 900) sowie die BBC-Generatoren von 36000 kVA 252/300 U/min, 42/50 Hz für das Kraftwerk Kardaun und von 45800 kVA 300 U/min für Galleto u. a. Es liegen aber bereits auch für Wasserkraftgeneratoren Projekte vor, wo man mit ausgeprägten Polen nicht mehr auskommt und ebenfalls zum Walzenrotor mit in Nuten verteilter Erregerwicklung greifen muß, etwa 50000 kVA 750 U/min mit dem Doppelten als Durchgedrehzahl.

Großmaschinen nach ihren räumlichen Abmessungen kommen in Niederdruckanlagen vor, wie die 4 GE-Generatoren von je 77500 kVA 88,2 U/min für die Dnieprostroy Wasserkraftanlage, die Connowingo-Maschinen für 40000 kVA 81,6 U/min, die Ryburg-Schwörstadt-Generatoren mit 32500 kVA 75 U/min, die einen Außendurchmesser von 11500 mm haben.

Zu den eigentlichen Grenzleistungsmaschinen gehören auch die *Synchronkondensatoren* von 50000 kVA 600 U/min, wie sie die GE-Co für die Southern California Edison Co gebaut hat und wie sie auch als Antriebsmotor für Frequenzumformer verwendet werden.

Ein neuer Maschinentyp sind die Stoßkurzschlußgeneratoren, die für Stoßleistungen in den ersten 5 Perioden bis 2500000 kVA als Turbotyp mit 1500 oder 3000 U/min oder als Schenkelpoltyp mit 500 oder 750 U/min gebaut werden.

3. Die Leistung aller *Kommutatormaschinen* wird nicht nur nach einer Formel im Aufbau von (1) durch die elektrischen, magnetischen, mechanischen und thermischen Beanspruchungen begrenzt, sondern viel früher durch den Kommutator und die mittlere Segmentspannung  $e_d$ . Bei Gleichstrommaschinen und Einankerumformern lautet die Grenzleistungsformel

$$P \cdot n = 3 \cdot A \cdot v \cdot e_d \quad (2)$$

Außer den schon in (1) vorkommenden Größen  $A$  und  $v$  kommt also hier die mittlere Spannung  $e_d$  zwischen zwei Kommutatorsegmenten hinzu, die man bei guten Maschinen mit Zylinderkommutator nicht gern größer als 12 bis 15 V macht, was zu einem vierteiligen Kommutator mit großem Durchmesser  $D_k$  und damit wieder zu einer hohen Kommutatorumfangsgeschwindigkeit  $v_k$  führt, die bei 40 bis 50 m/s begrenzt ist durch die Konstruktion und Festigkeit des Kommutators sowie durch die Gefahr des Abschleuderns der Bürsten, was zu verhängnisvollen Feuererscheinungen führen kann. In dieser Hinsicht ist der *Scheibenkommutator* (Plankollektor), bei dem die Bürsten auf einer ebenen kreisrunden Scheibe senkrecht zur Welle einseitig oder beidseitig schleifen, viel besser, da ein Abschleudern der Bürsten durch Flieh-

kraftwirkungen nicht auftreten kann, und auch der Kohlen- und Metallstaub nicht so leicht einen Feuerregen zwischen zwei Bürstensätsen hervorrufen kann. Erfahrungsgemäß kann man beim Plankollektor mit der Segmentspannung  $e_d$  höher gehen, anstandslos auf 50 V je Segment. In Frankreich trifft man diesen Plankollektor häufig an, z. B. bei den Einankerumformern der Constructions Electriques de France in Tarbes. In allen Fällen ist es vorteilhaft, schwierige Gleichstrommaschinen mit Querspulen (Kompensationswicklung) zu versehen, weil dadurch der Höchstwert der Segmentspannung bei Belastung verringert wird, und man mit  $e_d$  etwas höher gehen kann. Es gibt heute Fälle, wo man den Kommutatordurchmesser größer machen muß als den Ankerdurchmesser. Bei den kleinen Hochspannungsgleichstrommaschinen für die Anodenspannung von Senderöhren geht man mit der Segmentspannung auf einige hundert Volt und erreicht so Gleichspannungen von 10000 bis 20000 V und darüber, wenn man zwei Kommutatoren hintereinander schaltet.

Für Gleichstrommaschinen kann man als Grenzleistung  $P$  Werte annehmen, wie sie der Ausdruck  $P \cdot n = 4 \cdot 10^6$  äußersten Falles ergibt. Es gehören dazu die kürzlich in Norwegen aufgestellten Doppelmaschinen für 12000 kW, 250 U/min für 470 bis 505 V, bei denen  $P \cdot n = 3 \cdot 10^6$  ist.

Auch die Höhe der erzeugbaren Spannung ist bei Kommutatormaschinen nicht durch die Isolation, sondern durch den Kommutator begrenzt

$$E \leq \frac{v_k \cdot e_d}{2 f \tau_k} \quad (3)$$

wenn  $f = \frac{n P}{60}$  die Frequenz,  $v_k$  = Kommutatorumfangsgeschwindigkeit und  $\tau_k$  die Kommutatorteilung ist. Bei großen Gleichstrommaschinen und Einankerumformern geht man deshalb kaum über  $E = 1500$  bis 2000 V hinaus. Bei den letzten, die bis etwa 6000 kW ausgeführt sind, hat der eisenarme Wendepol die Betriebssicherheit wesentlich erhöht.

Für Reversierwalzenstraßen hat man Motorsätze und Steuerdynamosätze bis 33 000 kW Stoßleistung gebaut.

Auch bei den *mehr- und einphasigen* Kommutatormaschinen begrenzt eine Formel nach Art von (2) die Leistung, wobei an Stelle von  $e_d$  die durch das Ständerfeld induzierte Segmentspannung  $e_i$  tritt, die man bei guten Maschinen nur 1 bis 2 V macht, so daß die Leistung noch viel mehr heruntergedrückt wird als bei Gleichstrom. Namentlich wenn weitgehende Drehzahlregelung verlangt wird, kommt man bei diesen Maschinen nur auf  $P \cdot n = 0,6$  bis  $0,7 \cdot 10^6$  bei  $E < 500$  V. Der 3600 PS-Lokomotivmotor für Einphasenstrom  $16\frac{2}{3}$  Hz, wie ihn die Bergmannwerke bei etwa  $n = 250$  U/min bauen, ist eine solche Grenzleistungsmaschine.

Asynchrone Blindleistungsmaschinen und Regelsätze, insbesondere in Verbindung mit Frequenzumformern (50 auf  $16\frac{2}{3}$  Hertz und 50 oder 60 auf 25 Hz) sind bis 25 000 kVA Einzelleistung gebaut. Sie



sind aber teuer in der Anschaffung, verwickelt im Betrieb und haben Schwierigkeiten durch Selbsterregung u. ä. ergeben.

Quecksilberdampf-Gleichrichter sind für Stromstärken bis 16000 A bei 550 V und andererseits für Spannungen bis 20000 V hergestellt.

4. *Umspanner* und *Ölschalter* baut man heute schon für Betriebsspannungen bis 220 und 250 kV meist bei geerdetem Nullpunkt; die Konstruktionen reichen aber auch bereits für 380 kV bei geerdetem Nullpunkt aus. Die Leistung der Umspanner, die immer mehr mit drei und vier Wicklungen ausgerüstet werden, erreicht vorläufig 100000 kVA, 40000 kVA schon mit natürlicher Kühlung durch entsprechende, als Rohrsystem ausgebildete Kühltaschen, über die man zur Leistungssteigerung noch Luft blasen kann. Zwangsweise Ringlaufkühlung mit großen Röhrenluftkühlern dürfte in den meisten Fällen bei ganz großen Transformatoren die Ringlaufwasserkühlung mit lotrechten Röhrenkühlern verdrängen, da es ein Vorteil ist, vom Wasser unabhängig zu sein, das zudem die Kühler mit der Zeit durch Kesselstein verunreinigt.

Im Ölschalterbau stehen sich nach wie vor die zwei grundsätzlichen Konstruktionen gegenüber: Vielfachunterbrechung je Pol oder zwei Unterbrechungen je Pol mit Löschkammern. Nach Versuchen bei den Schweizer Bundesbahnen scheint in der praktischen Brauchbarkeit zwischen beiden Anordnungen kein großer Unterschied zu sein, da die nach Ausschaltung am Schalter auftretende oder wiederkehrende Spannung in beiden Fällen nicht viel verschieden ist. Die Siemens-Schuckert-Werke verbinden den Ölschalter mit Vorkontakt, an dem ein regelbarer Flüssigkeitswiderstand liegt, so daß der Strom langsam abklingt. Die amerikanischen Schalterleistungen übersteigen bereits 2500000 kVA, wobei man die Schaltleistung aus der normalen Netzspannung mit dem Ausschaltstrom errechnet, während es wohl richtiger wäre, die größte beim Abschalten wiederkehrende Spannung einzusetzen, die ja auch zu Rückzündungen Veranlassung gibt. Die Großfirmen haben zur Erprobung der Höchstspannungs- und Höchstleistungsölschalter große Prüffeldgeneratoren mit Transformatoren aufgestellt, beide mit großen Schwungmaßen und hohen Kurzschlußströmen. Doch können bei *Netzkurzschlüssen* viel schwerere Beanspruchungen auftreten, z. B. treten beim Abschalten einer unverzweigten Übertragungsleitung für 132 kV bei zweipoligem Kurzschluß nach Berger und Habich Überspannungen gleich dem 4fachen der Betriebsspannung auf, die als Rückzündungserscheinung aufgefaßt werden, und zwar war das nur der Fall, wenn die Kurzschlußstelle nahe dem Versuchsschalter war. Ein Vorkontaktwiderstand hatte keinen Einfluß.

Heute werden überall ölfreie Hochspannungsschalter entwickelt: Der Deion-Schalter der Westinghouse Co., die ihn auch unter Öl verwendet, die Preßgasschalter der AEG. (Preßluft oder Preßkohlenensäure), der SSW-Expansionsschalter, der in Wasserdampf unterbricht, sowie der lichtbogenfreie SSW-Schalter und andere.

## Summary

1. Steam turbine driven alternators for 3000 revs/min., and a frequency of 50 cycles are generally built for a maximum output of about 45 000 kVA, the rotor consisting of one solid forging. The tendency is towards higher outputs and the new Paris power station at St. Denis will have two-pole turbogenerators of 62 500 and 71 800 kVA at 3000 revs/min. The reasons for the troubles experienced with large solid rotors such as even caused explosions in some of these rotors are due to segregations and to the internal heat stresses set up during cooling of these steel forgings. A three-piece rotor assembled by bolts or shrunk joints seems to be a very reliable construction which holds true also for the usual four-pole rotor built up of many steel plates. In Europe as well as in America the 50 cycles, four pole turbogenerator has attained an output of 100 000 kVA with a speed of 1500 revs/min., with 25 cycles and the same speed a 160 000 kVA turbogenerator has actually been erected by the American G. E. Co. Recent development in turbogenerator design has practically overcome all difficulties relating to cooling and additional losses in copper and iron and also those relating to vibration and the detrimental effects of short circuits, so that with the present materials a 75 000 kVA generator at 3000 revs/min. and a 250 000 kVA generator at 1500 revs/min. can be undertaken. Generator voltage is steadily increasing and already amounts to 33 000 and 36 000 V.

2. Hitherto water turbogenerators have been exclusively constructed with salient poles, the max. outputs being 45 800 kVA at 300 revs/min and 32 000 kVA at 500 revs/min. or thereabout. Water wheel units of 50 000 kVA at 750 revs/min. must however employ a cylindrical rotor with distributed exciter winding, as they have to withstand a run-away speed of about double the normal.

3. The output of all commutating machines is limited by the commutator and the voltage per bar to a value which is only about  $\frac{1}{50}$  of the output of steam turbine driven synchronous generators. Reversing rolling mill d. c. motors are working in sizes up to 33 000 kW momentary output. In Norway a series of double sets of d. c. generators of 12 000 kW at 250 revs/min. and 470 to 505 V. have recently been installed for electrochemical purposes. The Bergmann single phase traction motor of 3 600 h.p. exhibits an exceptional high rating for this type of commutating machine.

4. Transformers and oil switches for voltages up to 250 kV are already in regular service and our electrical engineers have sufficient experience to build them for 380 kV. The maximum output for transformers is about 100 000 kVA, 40 000 kVA sets working without any artificial cooling. High power oil switches are designed either with explosion chambers or with a great number, 8 to 10, of single breaking contacts per pole, extensive tests showing no definite advantages of either construction. Prominent manufacturing companies have recently erected gigantic power plants to test oil switches under very heavy short circuits, although the stresses on these switches in actual service may be much higher than in the testing bay.

United States of America

## Economic Developments in Turbine Generators in the United States

National Electric Manufacturers' Association

*M. A. Savage*

### Introduction

The combining of the large Power Systems, in America, into still larger systems, or into the so-called Super Power Systems, has brought about a demand for generators in capacities far beyond that which

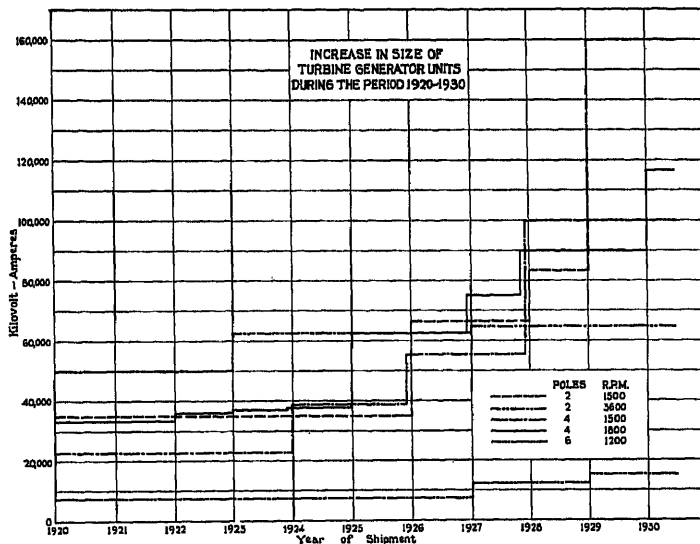


Fig. 1.

would probably have occurred under normal growth. Records which have been kept over a period of years show that the sizes of generating units have just about doubled every five years which might be considered the normal growth. Owing to the combinations, mentioned above, the last five years have seen the size of units tripled and for some frequencies quadrupled.

Fig. 1 shows graphically the increase in capacities of single-shaft units covering the period of 1920 to 1930. As will be seen, the period

Some of the Outstanding Large Turbine Generators built or under Construction during the Period 1925 to 1930

Year of Shipment	Type of Generator	Generator Kilowatts	Rating Kilo-volt-Amps.	P. F.	R. P. M.	Freq.	Volts
1925	Single Shaft	50 000	62 500	0.8	1800	60	13 800
1926	" "	60 000	60 000	1.0	1500	25	11 400
1926	" "	60 000	66 667	0.9	1500	25	12 000
1926	Double "	75 000	55 000	0.85	1200	60	12 000
			33 235	0.85	1800	60	12 000
1927	Single Shaft	60 000	75 000	0.8	1800	60	14 000
1927	Double "	88 000	64 700	0.85	1200	60	12 000
			38 825	0.85	1800	60	12 000
1928	Single Shaft	52 500	61 765	0.85	1800	60	22 000
1928	" "	75 000	83 333	0.9	1500	25	12 000
1928	" "	90 000	100 000	0.9	1500	50	16 500
1928	Triple "	159 000	3—62 353	0.85	1800	60	11 000
			1—89 411	0.85	1800	60	22 000
1928	" "	200 000	2—72 941	0.85	1800	60	22 000
1929	Single Shaft	75 000	83 333	0.9	1800	60	13 800
1929	" "	160 000	160 000	1.0	1500	25	11 400
1930	Single Shaft	75 000	93 750	0.8	1500	25	12 000
1930	" "	80 000	100 000	0.8	1800	60	12 000
1930	" "	90 000	100 000	0.9	1500	50	16 500
Under Construction	Single Shaft	75 000	93 750	0.8	1800	60	13 200
	" "	105 000	116 667	0.9	1800	60	22 000
1930	Double "	110 000	1—62 025	0.79	1800	60	13 800
			1—62 886	0.97	1800	60	13 800

from 1925 on has seen the interest in machines operating at 1200 r. p. m. decline and the same period has witnessed the rapid growth in capacities of units operating at 1800 r. p. m. This is due, in part, to the following reason. Prior to 1924 none of the American manufacturers was willing to undertake the building of units in capacities greater than 30 000 to 35 000 kW at 1800 r. p. m. In 1925 the company with which the author is associated, installed a 62 500 kVA generator operating at 1800 r. p. m. This unit clearly demonstrated that many of the previous restrictions limiting the capacities of units at this speed could be overcome and that generators conservative in their design characteristics could be built for this and much larger capacities.

The table gives some of the outstanding generators installed in the United States during the last five years. These are clearly marked as to whether single, double or triple-shaft units are involved. The speed, kVA rating and voltage are given for each generator.

In dealing with the rapid growth of the power demand in America, it will be the author's endeavor, first, to discuss briefly some of the factors which have brought about this demand. Second, to show how the demand has been met by the manufacturer and to give, in a non-

technical way, some of the design features which have made such large machines possible. Third, to describe briefly, with the aid of photographs, some of the outstanding machines built and installed during the period under discussion.

The principal reason for the so-called Super Power Systems lies in the economies which such combinations bring both in regard to generation and distribution of power. In the earlier systems the individual generator was installed as part of a rather isolated system. Its size, therefore, was dictated largely by its percentage of the connected load. With the combining of these isolated systems into larger and larger systems all restrictions as to the sizes of units, from the standpoint of system capacity, have been removed and the demand has been dictated largely by the economies of the situation. This has led to the interest in the so-called base load stations. These stations are designed primarily to operate on the highest load factor which the system will permit. Every reasonable expenditure is allowed for in the design of such stations which will show increased economy of operation. In order, therefore, to keep the capital expenditure to as low a figure as possible it has been highly desirable to install units of large capacity. Not only will such units show a lower cost per kilowatt installed in the generating apparatus, but cost of the switchgear and other power controlling apparatus is reduced.

In meeting the demand for generators in present sizes the manufacturer is dependent, to a large extent, on the source of raw materials in sizes and quality sufficient to meet the demand and finally upon transportation to get the finished product to its destination. The limitations imposed by both of these factors have in some instances resulted in the exercising of considerable ingenuity by the manufacturer in adapting the materials and transportation facilities available to the production of units of much greater capacity than those facilities would permit under previous designs. This is illustrated in the two-part frame designs as regards the stator and the three-piece rotor designs as regards the rotor, both of which will be touched on later.

The manufacturer has met this demand for large units: .

1. By reducing the losses so that more kilowatts can be carried with the same weight of material.
2. By better systems of ventilation so that the heat from the remaining losses is more efficiently removed.
3. By employment of materials of better physical properties thereby greatly reducing the weights of machine parts.
4. By a close cooperation between the engineering and manufacturing departments so that the finished designs lend themselves to a more efficient manufacture of the article.

### Losses and their Relation to Output

When viewed from the present day standards, generators built as late as 1924 were rather inefficient machines. They were subject to rather large load losses and, what was still more serious, these losses

were often concentrated into such restricted areas as in some instances to seriously affect the life of the machines. As early as 1921 the author began to realize the fact that if the demand for larger generating units was to be met, a more complete knowledge of the source and magnitude of such losses was necessary. The difficulty of obtaining accurate determinations on the units of the size even then under construction was such that it would require years to accumulate the necessary data and this would seriously retard the building of larger machines. It was finally decided to construct two little generators which would duplicate, in all essential details, the larger machines. These machines were so designed that rapid and inexpensive changes could be made in their construction and the effect upon the losses of the machine tested out. In this manner data were obtained in a relatively short space of time which under ordinary circumstances would have required years to accumulate. It is interesting to record that these little machines are still in use. The investigations carried out on these developmental machines led to the general adoption of non-magnetic steels for the so called inactive parts at the heads of the machines, such as clamping flanges, fingers, etc.

As the result of the improvement effected by the changes mentioned above, as well as the improvements in ventilation mentioned elsewhere, the efficiency of these units was increased from 96.5, or 97%, to 98% and in the very largest units to something like 98.5%. This increase in efficiency is of far reaching effect for if the 100000 kVA generator, described elsewhere in this article, had been built with the losses of the earlier machines it would have required some 1600 kW to ventilate it instead of only some 400 kW which was actually required, which means that its ventilation would have been an extremely difficult matter and would probably have resulted in an actual reduction in the capacity of the unit.

Machines of greater rating and higher efficiencies are possible when magnetic materials of the best quality are employed. In utilizing steels of high silicon content it is important that magnetic densities be carefully scrutinized in order to obtain low losses. Any reduction in the fixed losses in the generator is of a twofold benefit for less air is required to provide the proper ventilation with lower power loss chargeable to the ventilation. For each kilowatt saved in these losses approximately 0.25 kW less power is required to ventilate such a machine. This fact is of great importance in those machines designed for operation with a poor load factor.

### Short Circuit Ratio and Reliability

The ratio of the field ampere turns at no load normal voltage to field ampere turns with armature short circuited at normal current is known as short circuit ratio. There is a wide divergence of opinion among designers as to what is the proper short circuit ratio. In Europe the practice has been to design machines with short circuit ratios as low as 0.5. In America the short circuit ratios have been, in general, kept as

high as 0.9 and unity. High armature current or low short circuit ratios result in an increase in the so called load losses, at the same time they reduce other losses and result in a cheaper machine. The character of the load should have some bearing on this point. If the machine is intended for operation on a system where the load factor is poor and where it is called upon to carry its rating for only relatively short periods, which then become in the nature of an overload, lower short circuit ratio machines might advantageously be used as such machines will, in general, show a higher efficiency at the lighter loads than will machines of high short circuit ratio.

In America nearly all of the large generators have been built for operation from the so called base load stations. These stations are usually located from a standpoint of greatest accessibility to the two essentials, coal or oil, and water. Their location, therefore, may be at a considerable distance from the center of the load distribution. Such machines will, in general, provide more reliable service if designed with a high short circuit ratio.

In building machines of enormous capacities the desirability of having machines of great reliability cannot be over emphasized. The design factors for which the modern designer must strive in the order of their importance should be reliability, efficiency and cost. If these factors are followed through to a logical conclusion the size of the units for a given output becomes greater than what would obtain if the machines were designed to get the greatest output compatible with their temperature guarantee. The economic loss involved in the shut down of one of these large units is so great that an increased first cost is fully justified if such increase results in greater reliability and higher efficiencies.

### Hydrogen Cooling

Due to their high rotational speed the frictional loss, commonly called windage loss, becomes a serious factor in the efficiency of this type of unit. The problem of operating this class of apparatus in a medium of low density has claimed the attention of engineers for years. With the advent of the closed system of ventilation and surface coolers for extracting the heat from the cooling medium the problem of the utilization of a gas lighter than air received a marked impetus. Hydrogen, due to its many favorable characteristics, has become accepted as the most desirable gas for this use. Hydrogen cooling is a perfectly practical thing and its adoption will mark the next big step forward in the increase in efficiency of these large units.

The manufacturing company, with which the author is associated, built and operated, for a considerable period of time, a 6250 kVA 3600 r. p. m. generator employing hydrogen gas as the cooling medium. The laws governing the leakage around the shaft seals at the two ends of the machine have been carefully determined, as has also the laws governing the relative loading of the machine in air and hydrogen. These data indicate that large generators can be built with efficiencies

at rated load 0.6% higher when operating in hydrogen and that the active magnetic material can be reduced some 25% for the same kilowatt output. Or, expressing this in another way, machines of 25% greater output will ultimately be possible when the limit in capacity is reached in air cooled generators.

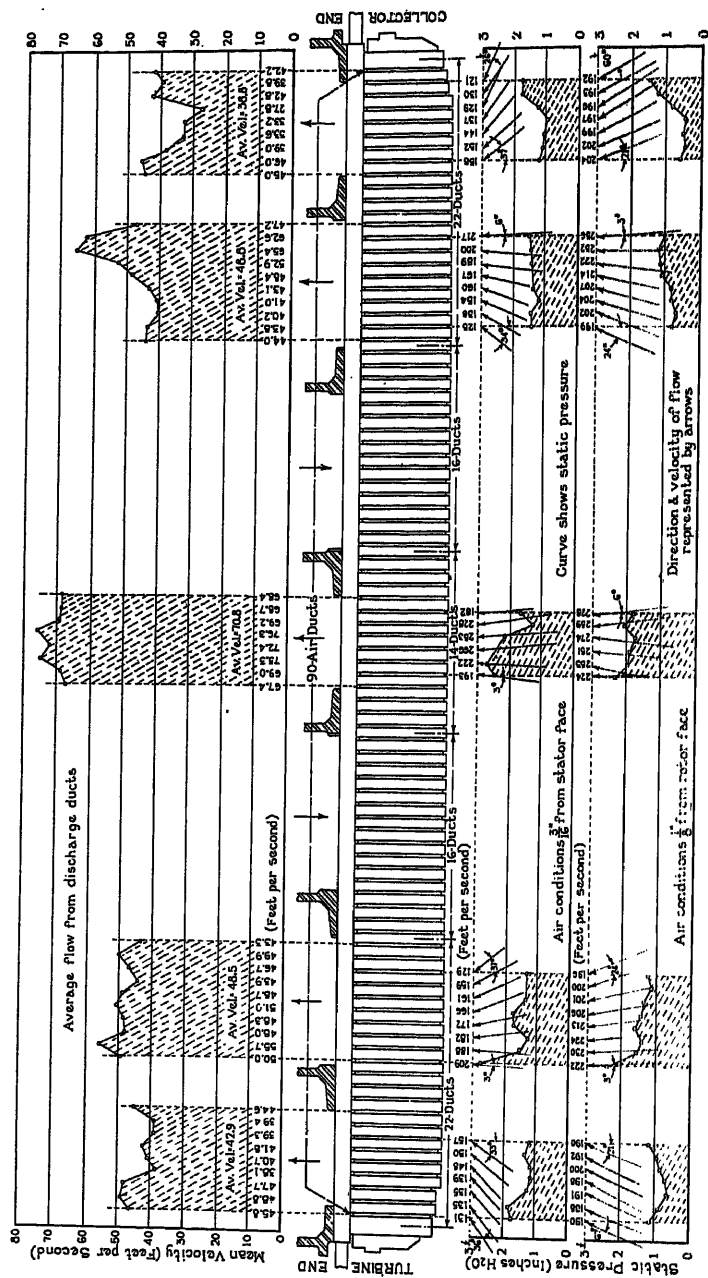
Since hydrogen cooling results in a reduction in the so called fixed losses it becomes of increasing importance in those machines intended for operation on rather poor load factors. There are a number of synchronous condensers in operation in America which are successfully employing hydrogen cooling. These have operated to the complete satisfaction of the purchaser. Its adoption in large generators will come at the time when the invested capital shows a greater return than the same capital invested in other parts of the power station.

### Ventilation

Prior to 1925 the 30000 kW 1800 r. p. m. machines were ventilated by carrying part of the air to a central compartment at the back of the machine whence it flowed radially inward to the air gap, and thence axially along the air gap until it joined the main volumes of air which had entered the air gap at the two ends of the machine. It then flowed radially outward. This division of the ventilating paths was adequate and effective in machines of a certain length. When, however, it became necessary to build machines of greater capacity it was realized that such a division would entail pressure drops far beyond what would be considered good practice. The natural development therefore was to arrange the core length into a larger number of multiple paths. Such an arrangement results in an increase in velocity in the radial air ducts, at the same time it reduces the air gap velocity. With a higher velocity in these air ducts it became apparent that a real gain in efficiency could be made by improving the entrance conditions to these air ducts. The air as it enters the air gap has a direction parallel with the shaft. As soon as it passes within the restraining walls, formed by the armature and rotor surfaces, it is immediately acted upon by the rotating surface of the rotor and its direction quickly changed from an axial to a tangential flow. By means of specially designed vanes, which were inserted from the back of the punchings directly into the air gap, a complete study was made of the direction and velocities of the air in the air gap on actual machines under a wide variety of ventilating arrangements. These experiments showed some rather surprising results as regards the resistance imposed on the air in passing from a tangential to a radial direction in entering the air ducts.

In order to obtain data, in regard to the above feature, sections of armature punchings were made up. These were tested in an air tunnel at pressures and velocities corresponding with those in the actual machine. A vast amount of data were collected on a large number of entrance ducts of many shapes. Some of these data showed that variations as great as 300% were possible in the amount of air put through a given shape of air duct, and in a few cases it was even found that the





air actually flowed into the air gap instead of outward as would be expected.

Fig. 2 shows the ventilation tests on the first 62500 kVA generator, at 1800 r. p. m., built in America. This machine embodied many of the improvements in ventilation which the tests on models, previously described, had shown to be sound. The outstanding fact which these tests brought out was that as far as ventilation was concerned machines of any length could be built and if properly designed they could be as well ventilated as the shorter machines. This conclusion was of far reaching importance as it removed one of the factors which up to this time had more than any other impeded the progress in the size of generating units. A second conclusion, of equal importance, was that if properly designed a machine of this rating could be built with losses, chargeable to windage, no greater than those of the 30000 kW generators previously referred to. This machine employed external blowers instead of fans attached to the rotor, and this method of supplying the necessary ventilating air has become general on all of the larger units. Four high speed, high efficiency blowers are usually used. Such an installation provides a very flexible and economic operating arrangement for, at the light loads, one or two blowers may be shut down with a consequent saving in power.

### Temperatures

Many of the large single-shaft turbine generators, built in America to date, have temperature rises in the stator windings, by embedded temperature detectors, of  $45^{\circ}$  to  $50^{\circ}$  centigrade, and rises of  $60^{\circ}$  to  $70^{\circ}$  C., by rise in resistance, in the rotor windings. When viewed from the standpoint of the temperatures allowed for Class-B insulation, by the A. I. E. E., such machines seem very conservative.

After a long experience the author is of the opinion that such temperatures are not too conservative when dealing with machines requiring core lengths such as are built today.

Nearly all of the manufacturers employing Class-B insulation are forced, for the want of something better, to make use of mica bonded by some varnish or sticker. Such insulations are extremely tough and strong in compression, but have the strength only of the bonding material in tension. It is extremely important, therefore, to minimize as far as possible the relative movement between copper and iron. The greater the temperature difference between the copper and iron the greater will be this relative movement. The logical conclusion, therefore, is that the longer the generator the more conservative its temperatures should be. At the same time a great deal of effort is made to devise constructions which will minimize these relative movements and a vast amount of work is being done to improve the bonding materials.

### High Voltage Generators

Within the past few years interest has developed both in the United States and abroad in generators built for voltages higher than those

which had been standard, namely 13200 to 14000 V. This trend has been for entirely different reasons. In England voltages as high as 33000 have been advocated and one machine has been built at this voltage. The justification for such a voltage lies solely in the elimination of the step-up transformers. In the United States the trend toward higher voltages has been brought about largely by the increase in generator capacities, and in an effort to minimize switching difficulties.

The distribution areas being so widely scattered in the United States, most of the power from the large stations to-day is sent out at potentials much higher than it would be possible with our present knowledge to build generators for. No attempt, therefore, has been made to adapt the generator voltage to the transmission potential. In those cases where power is distributed at various potentials, say 33000, 66000, and 132000 V, it usually works out cheaper to use step-up transformers for all three voltages than to wind the generator for 33 kV and use step-up transformers for the two remaining voltages.

Still another difficulty in the design of generators for transmission potentials lies in the hazard involved in surge potentials to which such transmission lines, especially those of moderate potentials, are subjected. The class of insulation which it is desirable to use in the generator is not as well suited for resisting surge potentials as other classes which are totally unsuited mechanically to large generators.

All of these considerations have worked together to confine the building of large generators to the potentials which are most economical in station switching and bus bar equipment.

The introduction of the so-called double winding in large generators has retarded to some extent the trend to higher voltages in these machines. The double winding consists, briefly, in dividing the coils, which make up the three phases, into two circuits and arranging them in the correct slot relationship in such a manner that they will be in phase and voltage agreement with high self induction with respect to each other.

Each winding, therefore, will carry half the output of the machine. If these independent windings are tied to separate busses, the switching problem is greatly minimized as the current to be handled is just half of what would be the case in an ordinary generator or it would be the same as if the generator were wound for 27600 instead of 13800 V.

Fig. 3 shows a typical wiring diagram for such generators connected to a ring bus.

### Rotor

There are three distinct types of rotors built by the leading manufacturers of to-day. The first is the solid rotor type in which the rotor is made up of one or more forgings. The second is the plate rotor type in which a series of plates or disks is bolted together to form the rotor body structure. The third is the through-shaft dovetail punching type, in which the shaft is a solid forging which has been slotted and dovetailed to receive the punchings which carry the rotor coils.

Each one of these types has its advocates, and each type has some inherent advantages which the others do not possess. From time to time articles appear in the technical press of the world in which some author attempts to point out the superiority of one type over another. Such articles are distinctly all right as they tend to stimulate thought which leads to progress. The author has no intention of joining in such a controversy. His first-hand knowledge would allow him to speak with some authority on only two of the three types.

Suffice it to say that the manufacturing company, with which the author is associated, has brought its steel forged type of rotor to its

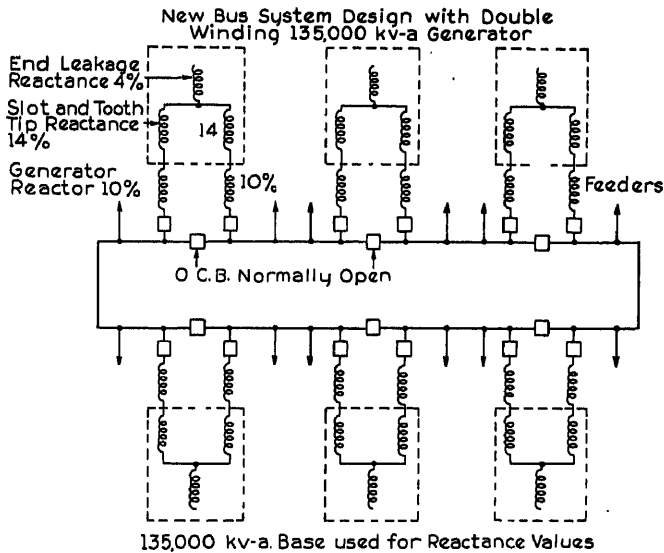


Fig. 3. Typical Arrangement of Double-Winding Generator connected to a ring bus.

present state of perfection only after the most careful and painstaking research, and that over one thousand of these rotors have been built and put into service and not one of them has failed due to imperfections in the rotor forging. This is an enviable record and is a most convincing argument that this type of rotor is thoroughly reliable if properly built.

In the design of the 62500 kVA generator, described earlier in this article, the rotor diameter was the same as those of the 30000 previously built. The centrifugal stresses, therefore, were no greater than had been previously encountered. With further increases in the capacity of the units the diameters have been increased. Many of the stresses, however, on these rotors of greater diameter have not increased due to the fact that the copper space has not been increased in proportion to the increased diameter. The body stresses have increased somewhat but, to offset this, alloy steels are being employed which give a higher factor of safety than many of the smaller units enjoyed.

In the largest sizes the rotors are made of three pieces, a center cylinder, and two stub ends which carry the journals. There are a number of reasons for this construction; it reduces the size of the individual piece, and therefore the cost of such piece. It allows the main cylinder to be worked to its inner bore as well as to its outside diameter, insuring better material, and it allows a more thorough inspection to be made of the forgings.

### Vertical Compound Generators

Owing to the value of the floor space in a modern power station, many plans have from time to time been brought forward to increase

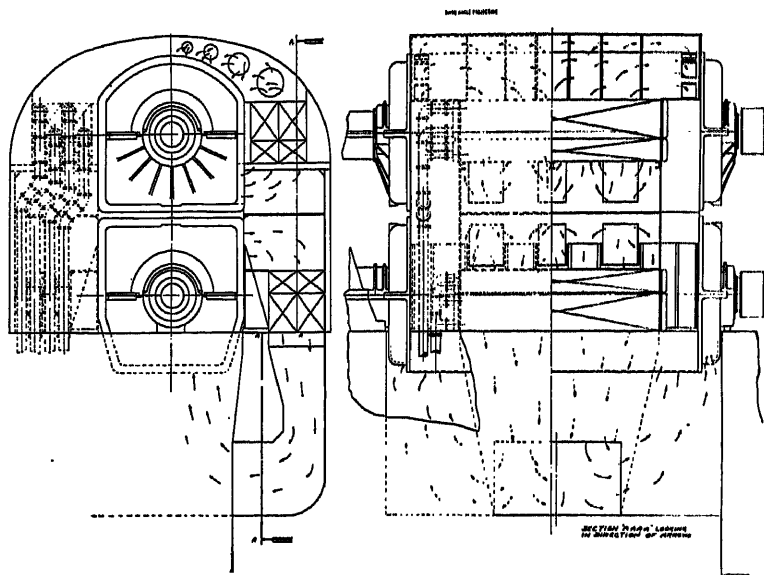


Fig. 4. Ventilation Arrangement.  
For 110,000 kW, 60 Cycle, 1800 RPM, 13,800 Volt Vertical Compound Set.

the installed capacity in a given ground area. One of the most recent to attract the attention of the engineers is the use of the so called vertical compound units. Five units designed on this principle are now under construction in the United States for three different power companies. The largest of these units is rated at 110000 kW 0.9 p. f. 13800 V and consists of two equal generators rated 55000 kW 0.9 p. f. 61111 kVA. The frame of the lower generator forms the base of the upper generator which is coupled to the high pressure element of a steam turbine designed to operate at 1200  $\pm$  gauge pressure. Each of the generators operate at 1800 r. p. m.

The design of this unit is unique in many details. Fig. 4 shows the ventilating arrangement of the unit. Each generator has its own coolers which are arranged in a specially designed ventilating housing which is common to both machines. Instead of the usual base type pillow

block, which is common with generators of this size, the bearings are carried in and form a part of the shield structure. Thus each generator becomes a self contained unit.

The movement of air in each machine is accomplished by fans attached to its own rotor.

#### 100 000 kVA, 16 500 V, 1500 r.p.m. Generator

Fig. 5 shows the 100 000 kVA, 16 500 V, 1500 r.p.m. generator installed in the Long Beach Station of the Southern California Edison Co. The building of this generator brought up a number of problems, largely

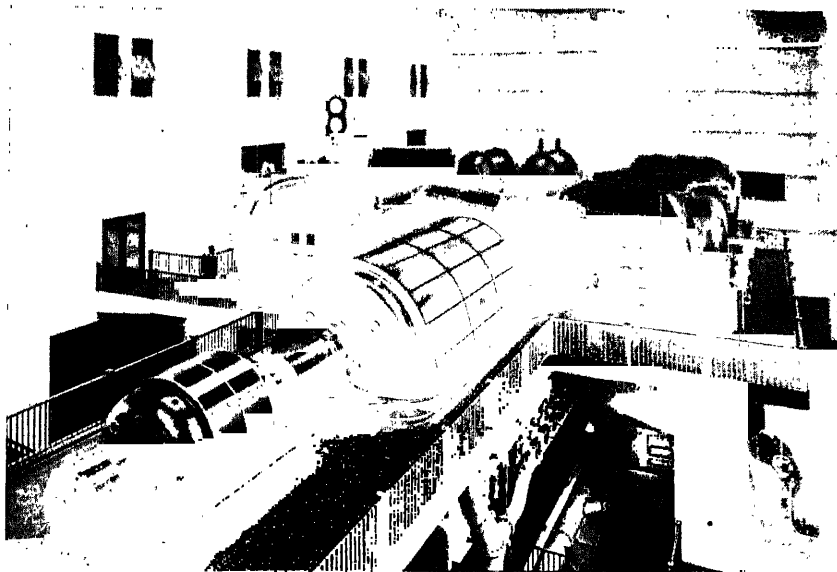


Fig. 5. 100,000 kVA, 1500 RPM, 16,500 Volt, 50 Cycle, Generator with 4000 kW. Auxiliary Generator and 94,000 kW Tandem Compound Turbine. Long Beach Station of So. California Edison Co.

mechanical, which are typical of the trend in modern design. When the order for this unit was placed it was contemplated that the machine would be assembled at destination. The difficulty of transporting all of the component parts of a machine of this size 3000 miles across the country, and assembling them under conditions which are anything but ideal, made it seem desirable to design the machine so that it could be shipped completely assembled and wound. Weights were carefully scrutinized and it was finally decided that if the frame weight could be kept to 25000 lbs. the problem could be solved. Such a weight was out of the question on the basis of any past design. A design was finally worked out whereby both the weight and dimensional requirements for shipment could be met. The frame was divided into two parts, an inner member or cage (Fig. 6) and an outer structure (Fig. 7).

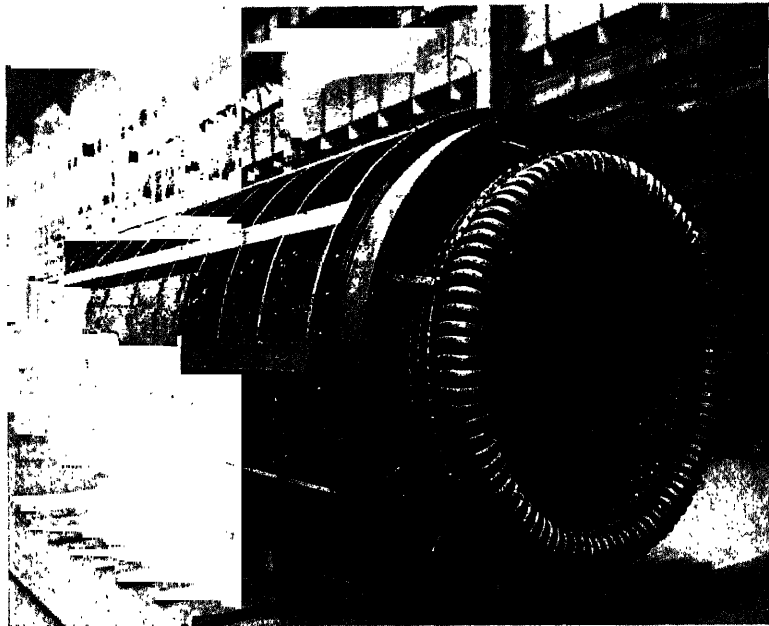


Fig. 6. 100,000 kVA, 1500 RPM, 16,500 Volt, 50 Cycle, Generator. View of Inside Stator Structure Complete with Winding and Supports. Turbine End.

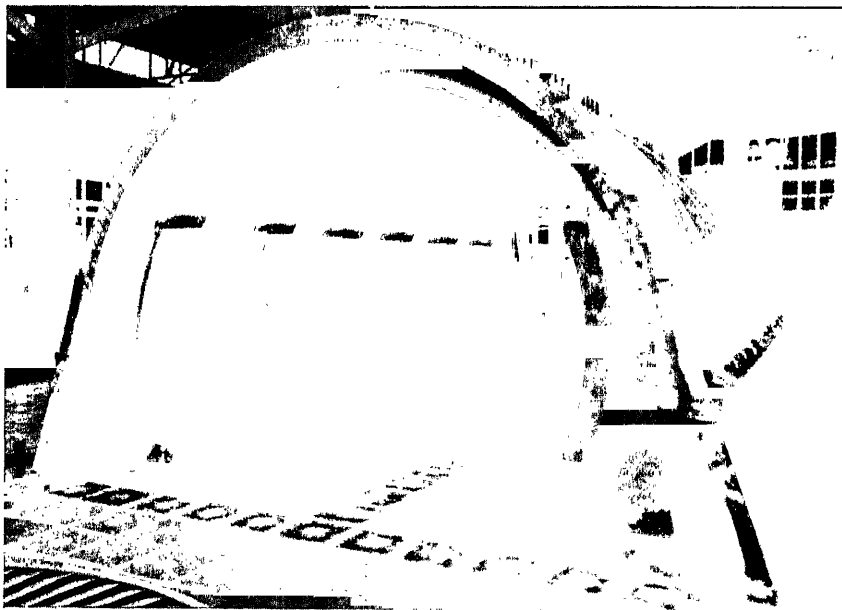


Fig. 7. 100,000 kVA, 1500 RPM, 16,500 Volt, 50 Cycle, Generator. View of Outer Stator Frame Shipped Separately and Bolted to Inside Structure at Destination.

The inner member consists of annular plates held on the outside by narrow steel slats, and on the inside by the core dovetail ribs which were let into the plate. This structure is intended largely as an assembling jig for the punchings. After the punchings were assembled and clamped the ribs and outside slats were welded in place. The whole structure thus became a rigid member which could be handled.

The outer structure consists of a number of foot plates spaced so as to coincide with the circular plates of the inner structure to which they are securely bolted when assembled on the base. These footplates are welded to side plates which form an enclosure and add stiffness horizontally. Over this structure when assembled is placed a steel cover. This cover plate also carries radial supporting plates which form the various air chambers.

#### 160 000 kW, 1500 r.p.m., 25 Cycle Generator

The use of 25 cycle power has practically given way to 60 cycles in this country except in certain districts, notably around Niagara Falls

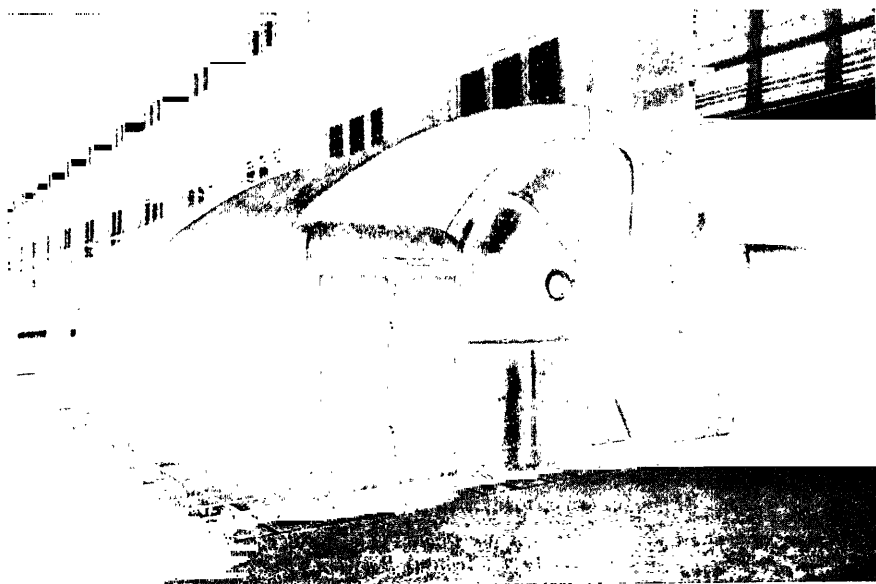


Fig. 8. 160,000 kW, 1500 RPM, 11,400 Volt, 25 Cycle Generator Ventilation Housing Containing the Coolers.

and the metropolitan area of New York. While these latter places are considering the problem of changing over to 60 cycles, they still require large blocks of 25 cycle power.

Fig. 8 shows the frame with the ventilating housing and cooler casing for the 160000 kW, 25 cycle, 1500 r. p. m. generator for the New York Edison Company and installed in their 14th Street station. The building of a generator of this enormous capacity involved a number of new



problems. The frame (Fig. 9) is made entirely of steel plate welded and represents the most approved practice in this construction. The non-magnetic steel clamping flanges at the two ends of the stator and the cast iron end shields are the only castings in the generator proper. The employment of steel plate and the application of the art of welding has resulted in marked reduction in weight and at the same time resulted in a much stronger structure than was possible with fabricated cast



Fig. 9. 160,00 kW, 1500 RPM, 11,400 Volt, 25 Cycle Generator Showing Stator Frame and the Special Trunnion for Changing after Stacking Core from Vertical to Horizontal Position.

iron structure formerly built. As an example of this weight reduction, a recent design of frame on a 75000 kVA generator showed practically the same weight as the frame of a 37500 kVA generator of an earlier design in which castings were employed. Owing to the physical dimensions of the 160000 kW generator and enormous weight, the stator core and winding of this unit were assembled at destination. Specially designed trunnions were necessary in order that the frame, after it had received its load of half a million pounds of laminations, could be turned from a vertical to a horizontal position on its base. See Fig. 10.



Fig. 10. Wound Stationary Armature. For 160,000 kW. 1500 RPM, 11,400 Volt Turbine Generator.



Fig. 11. 160,000 kW, 1500 RPM, 11,400 Volt, 25 Cycle Generator. Wound Rotor Without End Retaining Rings Showing Aluminum Saddles and Blocking in End Windings. Overall length 39 ft. 7 in. Weight Complete 290,000 lb.

Fig. 10 shows the wound stator after it has been lifted on to its base. Over the frame here shown the ventilating housing, shown in Fig. 8, is assembled.

The winding of this generator is of the transposed bar type with two bars assembled in each slot. This is the first machine to make use of the two circuit or so called double winding. Each winding is connected delta and, to eliminate the objectionable harmonic currents in the delta, the pitch of the coils was made  $66\frac{2}{3}\%$ . Each winding is connected to a separate bus section and these busses have no tie between them other than the generator windings. In case of a short circuit on one bus the generator windings aid in reducing the flow of current along the bus.

Fig. 11 shows a view of rotor for the 160 000 kW unit. The retaining rings are not assembled. The end construction of the rotor can be seen. The rotor forgings are made in three pieces, a body and two stub ends. The body portion alone weighed 228 000 lbs. and is the largest single forging ever turned out by the steel mills. This forging involved the use of a billet weighing 465 000 lbs.

### Future Demand in Turbine Generators

As far as the author knows there is not contemplated in America a single-shaft unit greater in capacity than the 160 000 kW generator just described. Active research however is being carried out to obtain materials, especially those used in the rotors, of better physical properties. For each increase of 10% in the diameter, an increase of approximately 33% is secured in the rating of such machines. The employment of better materials, therefore, offers possibilities of building machines of even greater capacity than those discussed. A great amount of work is being done in all the countries in an effort to utilize steam in the steam turbine at pressures and temperatures higher than is used to-day. Such turbines will undoubtedly show economies in sizes greater than those now being built and it is confidently believed that when such a demand arises generators can be built in sizes far beyond their present capacities.

### Zusammenfassung

Der Zusammenschluß großer Kraftwerke in Amerika in noch größeren, sog. „super power systems“, brachte eine Nachfrage nach Generatorleistungen, die weit größer war, als es der normalen Entwicklung entsprechen hätte. In den verfloßenen 5 Jahren hat sich die Größe der Einheiten verdreifacht, ja sogar für einige Frequenzen vervierfacht; für die Zeitspanne von 1920 bis 1930 ist das Wachsen der Generatorleistungen graphisch dargestellt. Außerdem ist eine Tabelle über typische Generatoren der letzten 5 Jahre gegeben.

Der Hauptgrund für das schnelle Wachsen der „super power systems“ ist die große Wirtschaftlichkeit, die diese Systeme mit sich bringen, sowohl in bezug auf das Anlagekapital als auch auf die Bedienungskosten.

Dem Hersteller wurde der Bau der großen Maschineneinheiten möglich

1. durch Verminderung der Verluste, so daß die Leistung pro Gewichtseinheit vergrößert wurde,

2. durch Verbesserung der Ventilation, so daß die Verlustwärme wirksamer abgeführt wurde,
3. durch Verwendung besseren Materials, wodurch erhebliche Gewichtsverringerungen von Maschinenteilen erzielt wurden.

Die Verringerung der Generatorverluste wurde ermöglicht durch Anwendung von besseren magnetischen Materialien in den aktiven und nichtmagnetischen Materialien in den inaktiven Teilen der Maschine und ferner durch Verbesserung des Ventilationssystems. Durch diese Maßnahmen wurde eine Erhöhung der Wirkungsgrade von 96,5 und 97 auf 98 und in einigen Fällen auf 98,5% erzielt.

Hinreichende Belüftung der Maschinen wurde erreicht durch Verwendung von Ventilatoren mit hohem Wirkungsgrad, ferner durch Unterteilung der Ventilationskanäle in eine Anzahl paralleler Zweige und durch Verbesserung der Eintrittsbedingungen in die verschiedenen Ventilationskanäle.

Das Kurzschlußverhältnis (short circuit ratio) von Generatoren amerikanischer Bauart ist im allgemeinen höher als das der europäischen Maschinen. Dieses ist hauptsächlich darauf zurückzuführen, daß die amerikanischen Kraftstationen weiter voneinander entfernt liegen und auch größere Entfernungen von den Belastungsgebieten haben, als es normalerweise in Europa der Fall ist.

Die Verwendung von Wasserstoff als Kühlmittel an Stelle der Luft ist seit einigen Jahren eingehend untersucht worden; auf Grund der experimentellen Resultate wird es möglich sein, dieses Gas zum Kühlen der Generatoren praktisch zu verwenden, was eine abermalige Erhöhung der Wirkungsgrade und Materialausnutzung zur Folge haben wird.

Mäßige Maschinentemperaturen unter Last werden beim Auslegen großer Einheiten erstrebt, da die Schwierigkeiten, die durch die ungleichmäßigen Ausdehnungen des Kupfers und der Isolation entstehen, erheblich größer werden mit wachsender Maschinenlänge.

Um die Schaltschwierigkeiten zu überwinden, wird in einigen Fällen von höheren Maschinenspannungen Gebrauch gemacht, während in anderen Fällen Statoren mit zwei Wicklungen verwendet werden.

Die Rotoren der meisten großen Generatoren sind aus einem Schmiedestück hergestellt, während die der größten Einheiten aus 3 Teilen bestehen, nämlich aus dem Rotorzylinder und den beiden Wellenstümpfen. Hochwertige Stahllegierungen werden verwendet, um den Zentrifugalkräften zu widerstehen.

Die Tendenz in der Entwicklung von Turbo-Generatoren amerikanischer Bauart wird erläutert durch Beschreibungen und Abbildungen einer 122 222-kVA-Compound-Einheit und zwei einwelligen Einheiten von 100 000 und 160 000 kVA.

United States of America

## Economic Limits to the Rating of Large Water Wheel Driven Generators

National Electric Manufacturers' Association

*F. D. Newbury and M. W. Smith*

Except at relatively high speeds no definite limitations as to ratings have so far been reached in the application of water wheel driven generators. In fact, it is very seldom that water wheel generators are built at the most economical speeds. The speed which is determined by hydraulic considerations is usually much lower than that for which a given rating can be designed and built. Moreover, the turbine speeds selected are not usually the maximum for which the water wheel can be designed for a given head and rating. Efficiency considerations, particularly at partial gate openings, demand relatively low specific speeds from an economical standpoint.

For given proportions and type of construction the rating of a machine is roughly proportional to the speed while the stress is proportional to the square of the speed. It, therefore, follows that the limiting or maximum possible rating will increase as the speed is decreased. This fact is borne out by the curve in Fig. 1 which shows the approximate maximum ratings that are feasible at various speeds on the basis of normal construction, materials, values of overspeed, flywheel effect, etc. These ratings, particularly at high speeds, can be materially increased by the use of special construction and special materials such as alloy steels but usually at considerable increase in cost.

At any given speed the maximum rating that can be obtained would naturally be on the basis of employing a solid spider construction, provided rolled plate material of the required diameter could be obtained. In high speed machines, the maximum or limiting stresses occur in the dovetails of the poles and spider and in the pole tips which support the field coils. The stresses in the main part of the spider except at the bore are comparatively low. As the speed is decreased and the permissible diameter increases the stress limits in the dovetails decrease and those in the main spider rim section increase. The increase in the number of poles with the decrease in speed result in a more uniform distribution of the load at the same time. The permissible peripheral speed also increases with the increase in diameter up to certain limits. Finally a point is reached, as the diameter is increased and the speed is decreased,

where solid rolled material cannot be obtained of the required diameter and a different construction, consisting of some form of cast spider or of built-up laminated construction must be used.

As low speeds are approached the limiting stresses occur in the spider rim due largely to its own weight. The additional load on the rim caused by the field poles and coils becomes comparatively small. Maximum ratings below 200 r.p.m. are limited largely by manufacturing facilities.

While hydraulic requirements for generator applications made so far have not forced the generator designer to limiting ratings in many

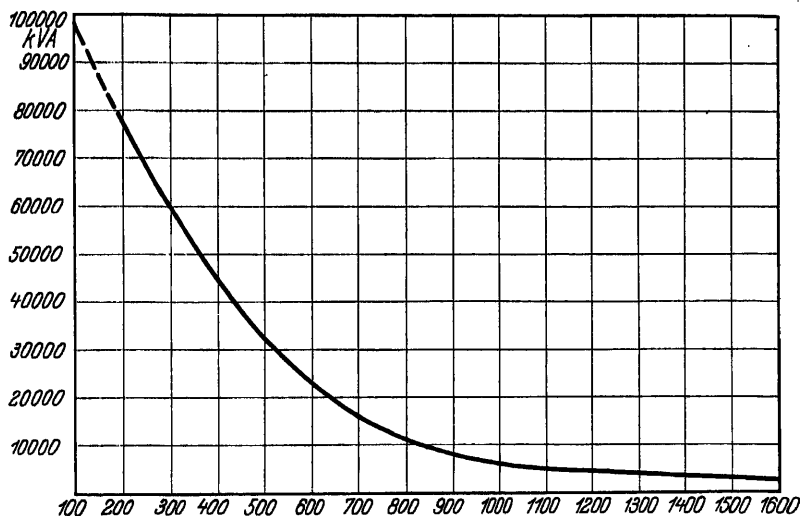


Fig. 1. Curve showing permissible ratings at various normal speeds on basis 100% Overspeed.

instances there are a number of other conditions such as flywheel-effect, overspeed, line charging capacity, stability, voltage and ventilation which influence the proportions of machines and in some cases actually limit the permissible rating.

#### Flywheel-Effect

Reasonably large values of flywheel-effect in water wheel driven generators are required to give satisfactory speed regulation. There seems to be a tendency to base the hydraulic design on a standard speed regulation and corresponding flywheel effect, regardless of the magnitude of the probable load changes. In the large units and stations usually involved in present day transmission systems sudden load changes seldom amount to any considerable percentage of the connected generator rating. Under such conditions a larger percentage regulation can be permitted than in the case of smaller systems in which sudden load changes may be a large percentage of the connected generator rating. In many instances it appears that sufficient consideration is not given

to actual operating conditions and that over conservative values of flywheel effect are sometimes specified on units which actually operate with very small changes in load. Flywheel effect, of course, does not become a factor in the generator design unless excessive values are required. Abnormal flywheel effect always means increased diameter or weight (or both) and cost. Either a separate flywheel must be furnished, the weight of the spider increased or the diameter of the machine increased. Even if the increased flywheel effect can be obtained at an increased diameter without increased weight, the larger diameter machine is generally more expensive. Also if the rotor weight is increased on a given diameter the structural mechanical parts, especially in the case of vertical units, must be made heavier and more expensive. In the case of large high speed units, where it is not possible to obtain the required flywheel effect by increasing the spider weight of a normal machine nor permissible to use a separate flywheel and it becomes necessary to increase the diameter, the stresses may increase to an extent that requires special and expensive construction or material.

### Overspeed

When a water wheel is operated under full load conditions there is a relatively large difference or "slip" between the peripheral velocity of the runner and the velocity of the water. This condition is necessary to produce the required torque. Under normal conditions of operation the governor acts to control the flow of water according to load requirements. Consequently only small increases in speed occur when load is thrown off because the flywheel-effect of the generator rotor acts to retard the increase in speed during the relatively short time the water flow is being reduced through the action of the governor upon the gates. However, due to the possibility of the governor becoming inoperative or the gates being bound by trash or other foreign material in the water, this sequence of operation cannot be absolutely relied upon. Consequently, if the gates remain open when load is thrown off the generator, the water wheel speeds up and its peripheral velocity approaches that of the water. In other words, the wheel speeds up and the torque is reduced to the point that the torque corresponds to the value required to supply the generator and turbine losses. In water wheels of normal design and construction this increase in speed may be from 80 to 100% or higher. Since these overspeeds are likely to occur in practice, the generator must be designed to withstand them with a reasonable factor of safety. This condition, of course, has a large influence on the maximum rating that can be built for a given speed, and when limiting ratings are approached the water wheel should be designed for as low an overspeed as possible in order to avoid the use of special and expensive materials and construction in the generator.

### Line Charging Capacity

Generators connected to long transmission lines are often called upon to supply large values of leading current to charge the line. In some

cases the generator must be able to supply this current at reduced voltage in order to keep the voltage at the receiving end within desired limits. The effect of this leading current flowing in the armature of the machine is to self-excite the field and hence reduce the excitation required for a given voltage. To prevent the machine from becoming self-excited under such conditions it is necessary to change its proportions so as to increase the strength of the field relative to the armature so that the effect of the leading current in the armature upon the field will be reduced. This can be done by increasing the air gap, reducing the armature ampere turns, increasing the air gap induction or a combination of all. Any or all of these changes increase the duty on the field under the condition of lagging power factor operation and usually result in larger machines, depending on the magnitude of the line charging requirement. In addition to the size and hence the cost of the machine as a whole being increased, the rotor parts become abnormally increased in proportion to the rest of the machine due to the relatively large demand on the field. This imposes mechanical limitations in the rotor which may be of difficult and serious proportions particularly in high speed machines.

### Stability

Formerly, output was limited largely by heating and excitation or saturation limits. Today, where long distance transmission is a factor, many generator applications require consideration of the ability of rotating machines to remain in synchronism during extreme changes in load, whether caused by normal or abnormal system conditions. This characteristic of power stability has become an important consideration affecting machine design and application. This new conditions has been brought about by the considerable increase in the practical importance of long distance transmission of large blocks of electric energy, and the economic importance of obtaining the maximum power rating for a given transmission installation.

The power stability of a generator depends upon the same factors that determine change of phase and magnitude of the generated voltage, with changes in current output. These factors are reactance and short-circuit ratio. There is general agreement that low reactance is desirable, even, at the expense of somewhat higher cost. Low reactance is desirable from the standpoint of system stability because it results in a small instantaneous drop in voltage and change in voltage phase when system short-circuits occur.

A high short-circuit ratio is sometimes specified in the belief that this will improve system stability. High short-circuit ratio means less demagnetizing effect due to the increase in armature current, and it is this fact that has led to the idea that a high short-circuit ratio is desirable. While high short-circuit ratio improves the regulation and inherent stability of the machine the condition of no reduction in flux is desired. To secure this a quick response excitation and regulator system is required, and if these are supplied the high short-circuit ratio becomes of no great advantage and serves to appreciably increase the cost of



the generator for reasons similar to those discussed under "Line charging capacity".

Values of short-circuit ratio in use in American practice are 0.8 to 1.25 unless line charging characteristics become a factor. Then, ratios up to 2.0 may be necessary.

One of the most important factors in improving stability of generators is the increase of speed of flux change in the machine. This has been accomplished through the exciter arrangement, exciter design and

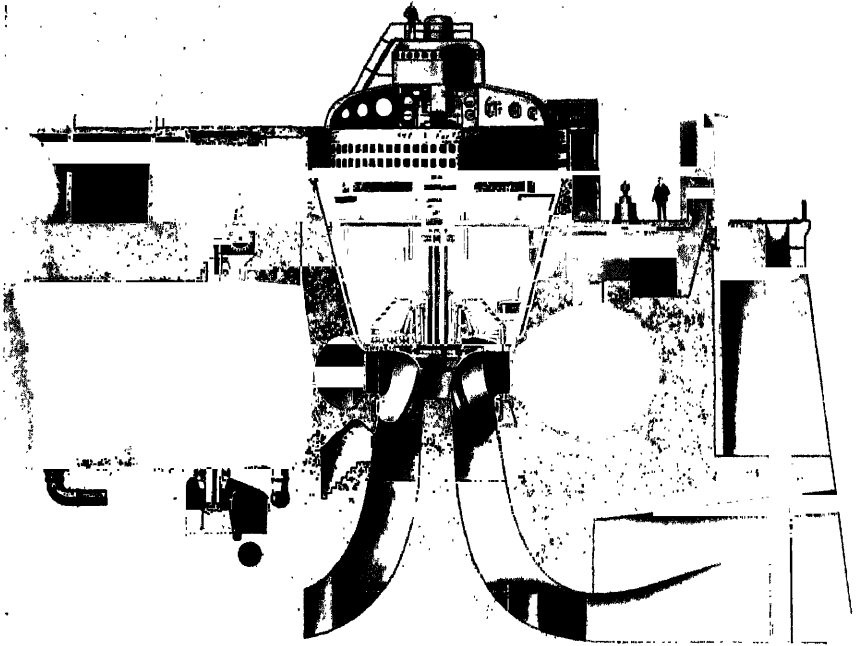


Fig. 2. Cross-section drawing of one of the 40000 kVA, 81.8 r.p.m. Conowingo Turbines and Generators. This illustrates the usual vertical shaft low speed generator construction including two guide bearings and a thrust bearing located above the generator.

the voltage regulating system. A new development in methods of excitation is the use of a pilot exciter to excite the main exciter. It has superseded the older arrangement, consisting of a direct-connected auxiliary alternator and motor-driven exciters of which the Conowingo generators shown in Fig. 2 are an outstanding example. The combined effect of improvements in main exciter structure and the constant excitation provided by the pilot exciter has made it possible to secure sufficiently rapid voltage response in the large low-speed direct-connected main exciter.

Improvements in the structural design of exciters have also contributed to this desired end of rapid flux control. Laminated stator frames are

used to reduce the retarding effect of eddy currents during flux changes; the field windings are divided into a number of circuits to reduce the self inductive effects; and the maximum or "ceiling" voltage of the exciter is several times that required by the main field at normal load to provide a large forcing effect during system disturbances. An exciter of ordinary design may be capable of increasing its armature voltage at the rate of 50 V/s. Low-speed exciters for direct-connection to large vertical generators may be built with a rate of voltage increase of around 500 V/s.

The use of rotor pole-face or damper windings in hydro-electric generators is sometimes advocated as a means of improving stability. There has been considerable discussion regarding the most desirable characteristics and proportions of such a winding. This is still an undecided question, and further experiment and experience will probably be necessary to settle it. The application of such windings to limiting ratings presents a difficult mechanical problem.

### Voltage Limits

The selection of the most economical generator voltage involves the consideration of the switching equipment, bus structure, and transmission system as well as the generator itself. The following tabulation gives an approximate idea of the economical voltage for different ratings from the standpoint of the generator alone:

Voltage	kVA
2400	Up to 5000
6900	5000 to 15000
11500	15000 to 30000
13800	Above 30000

For ratings considered to date no economical advantage has been apparent for voltages above 13800 V so far as the generator alone is concerned. However, at the present time serious consideration is being given to increasing materially the generator voltages on large machines in order to reduce the current and hence the duty on equipment such as circuit breakers, switches, cables, reactors, and other auxiliary apparatus. Salient pole machines have been built and are now in successful operation at 16500, 18000 and 22000 V. Voltages as high as 33000 V are being considered.

The most important problem involved in the design and construction of high voltage rotating machines is the insulation of the stator windings. Mica seems to be the only material available at the present time which approaches the insulation characteristics desired for such a purpose. Its most serious limitation is that it is available only in small sheets or flakes, and does not have high mechanical strength. In order to put mica in such shape that it can be applied to conductors as insulation, it is necessary to apply it to a paper or cloth base to give sufficient mechanical strength. The desired degree of flexibility is obtained by using relatively thin flakes and building up layers of overlapping flakes, together with

a satisfactory bonding material. The characteristics of the bonding material should correspond to the desirable characteristics of the insulating material.

Treated cloth is also a satisfactory insulating material. It is stronger mechanically and more flexible than mica tape, and when properly impregnated has a higher voltage breakdown strength. Its most serious limitation is that it is susceptible to injury from corona, static discharges, and high temperatures. Its most useful applications are to those parts of the coils, connectors, and leads which are of unfavorable shape, (and so difficult to insulate with mica tape), and which operate at relatively low temperatures and free from corona and static discharges.

A large amount of development work and tests have been and are being conducted to determine the best quality of insulation and method of applying it to high voltage machines.

In the majority of cases in the United States higher generator voltages are not needed for the sake of facilitating the transmission and distribution of electric energy, because in most cases the transmission voltage is so high that it would still be necessary to use step-up transformers. This condition is somewhat different for synchronous condensers which are usually connected to distribution systems where the voltage is much lower than on transmission systems and within limits (22000 to 27000—33000 V) that may prove to be economical by eliminating transformers. In some instances higher generator voltages have also been advocated in order to eliminate step-up transformers and transmit power at generator voltages. The advisability of connecting such machines directly to the line without intervening transformers is at least questionable. This is an additional hazard to the difficult problems already involved in the design and construction of high voltage machines.

Studies made in connection with transformers have shown that the voltage surges coming from lightning discharges are usually of greater importance than those arising from switching. Tests with a half micro-second wave front impressed on a generator show that 80% of the initial voltage at the terminals of the armature winding is impressed on the first coil, and if a 2 micro-second wave is impressed, 60% of the voltage is impressed on the first coil. This means that several times the phase voltage may be impressed across the first coil at the time of a lightning stroke, and consequently there will be a very high voltage between the turns of the first coil. Subsequent, to the initial surge, high voltages may occur in coils removed from the terminal, due to an internal oscillation in the machine.

The amount of lightning surge voltage which can reach the machine is dependent on the line insulation and the setting of lightning arresters, and therefore, the higher voltage machine on the higher voltage line is subjected to a higher voltage surge.

The voltage generated per turn for a given size machine is essentially the same, irrespective of the terminal voltage, so that no more turn insulation is usually required on a high voltage machine than on a low. However, when the lightning voltage is also considered, the turn

insulation must be increased as the terminal voltage is increased. Tests now being conducted would indicate that this increased turn insulation would need to be placed on other coils beside the terminal ones.

It may be possible to decrease the voltage gradient by the use of condensers or lightning arresters tapped into the winding at various points, and while this application of such devices is theoretically correct, there is some question whether these may not lead to more trouble than the lightning. Means can also be taken to retard the front of the incoming wave and so reduce the percentage voltage on individual coils. It is quite possible that adequate protection can be obtained and experimental applications of high voltage synchronous condensers directly on the line are being considered.

However, until considerable more research work can be accomplished on the effects of lightning and on means for combatting it, it is not safe to assume that it is possible to transmit directly from the generator at these increased voltages over long lines subject to lightning discharges.

It naturally follows that the increased insulation required for the higher voltage machines will have a marked effect on the cost, weight and performance of the machines. The increased space required in the slots for insulation will result in larger volumes and higher densities in the magnetic circuit with resulting high constant losses. The copper densities must necessarily be kept fairly low in order to keep the thermal drop through the thicker insulation within reasonable limits. The efficiencies particularly at light loads may be materially reduced. Conditions will of course vary with the size and speeds of machines but as a rough indication the increase from 13800 to 22000 V might result in an increase in cost and weight of approximately 20% and a reduction of full load efficiency of approximately 0.5% in a large machine. Whether such units can be justified from the cost and performance standpoints depends on the savings that can be made in the cost and performance of circuit breakers, cables and other related auxiliary equipment.

### Temperature Losses and Ventilation

Until recent years temperature was one of the greatest limitations in water wheel generator design. This condition no longer exists due to improvements which have been made in ventilation and losses.

The principal advance made in ventilation are improved and more efficient fans, a better knowledge of air flow through ventilation circuits, and of methods for calculating air pressure drops and volumes, better arrangement of air passages, baffles, seals, etc. With these improvements in ventilation the question naturally arises: Why not reduce the size of machines and hence increase the losses until temperature again becomes the limit of design? The answer is found in the economical analysis of the problem. The saving in cost is not equal to the capitalized value of the increase in losses.

One of the important present-day tendencies in water wheel generator design and application, is the greater attention being given the economic

importance of low losses. The value of low losses in steam-driven generators, transformers and condensers, is obvious. In earlier hydro-electric developments, where usually a site or a river was only partly developed, high losses meant little more than passing more water through the turbines. They did not represent any increase in operating costs or loss of output. In most large projects of the present time, the hydraulic development contemplates the storage and use of all the available water (except during abnormal flood periods) so that it is logical to consider the generator losses as loss of possible output and revenue, or as additional load that must be supplied by steam stations. Since the major cost element of hydro-electric power is interest and depreciation on first cost, any reduction in useful output results in an almost proportional increase in cost per kilowatt-hour.

These considerations have led to the general practice of evaluating generator losses at the appropriate capital value, and so determining the best generator efficiency for the particular application. The capital value of losses will vary between wide limits, depending on installation costs, the load factor, and other conditions. The values employed may vary from \$ 100 to \$ 250 per kW. The application of these principles to generator design has, in many cases, resulted in the demand for lower losses; and large generators, in these cases justifying the greater first cost, now have full load efficiencies of 97 to 98.5%, the exact value depending on kVA, speed and frequency rating.

These higher efficiencies have been made possible by the use of low-loss, high silicon steel (4% nominal silicon content), reduction in armature I<sup>2</sup>R loss, reduction in stray-load loss (as a result of considerable analytical and experimental work to determine the source of such losses which are, incidentally, mainly magnetic in source), and some reduction in windage loss as a result of better fan design and reduction in air friction. The most important source of reduction in loss has been the use of high silicon steel.

### Fabricated Construction

The use of fabricated construction in water wheel generators has increased rapidly in recent years and has had a marked influence on the mechanical construction. Methods of fabricating steel with the same facility that the carpenter works with wood or the tailor works with cloth have been learned. These new methods find their greatest advantage in large machines of special design. Many boring and machining operations can be avoided. This possibility is particularly important on large low speed units where diameters may be reached that are beyond the limits of present machine tools and shop and foundry equipment.

A type of construction which is growing in favor for large low speed vertical units is illustrated in Fig. 3. The rotor is over-hung and may be readily removed from the shaft after the exciter shaft is uncoupled from main shaft. A combined guide and thrust bearing operating on the outside and bottom surfaces respectively of the runner (which is forged as part of the main shaft) is located in a common pot and

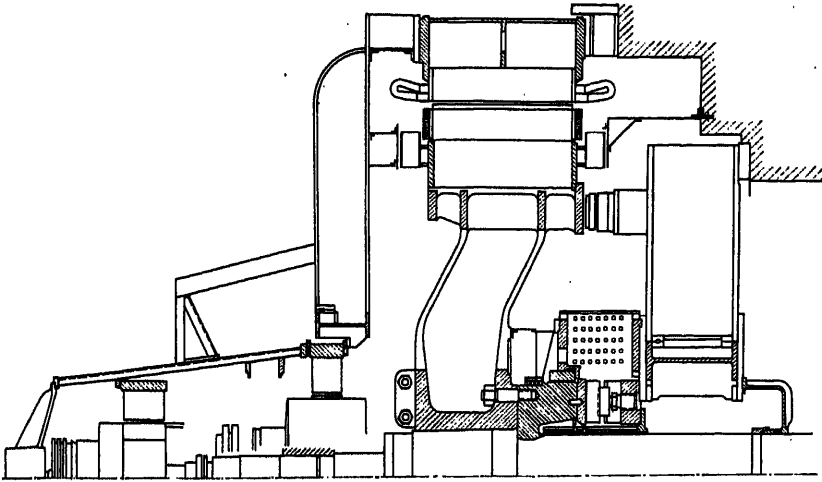


Fig. 3. Cross-section drawing of a typical single guide bearing, vertical shaft generator. The guide bearing and the thrust bearing are located in the same housing. Both are of the segmental shoe type. The generator has a direct-connected pilot exciter for exciting the main exciter. Collector rings at the top of the pilot exciter provide alternating current for turbine governor. This design, as others of American make, avoids castings for heavy sections.



Fig. 4. View of assembled rotor for large high speed water wheel driven generator.

operates in a bath of oil. Both the thrust and guide bearing are of the segmental shoe type. No oil circulating system is required. This construction materially reduces the head-room required for dismantling and is particularly applicable to outdoor construction—especially when direct connected exciters are not required.

The Westinghouse Company has built or has under construction eleven machines of this type. Four are rated 40 625 kVA  $138\frac{1}{2}$  r.p.m., four are rated 39 000 kVA  $138\frac{1}{2}$  r.p.m., two are rated 25 000 kVA 82 r.p.m. and one is rated 25 000 kVA 164 r.p.m.

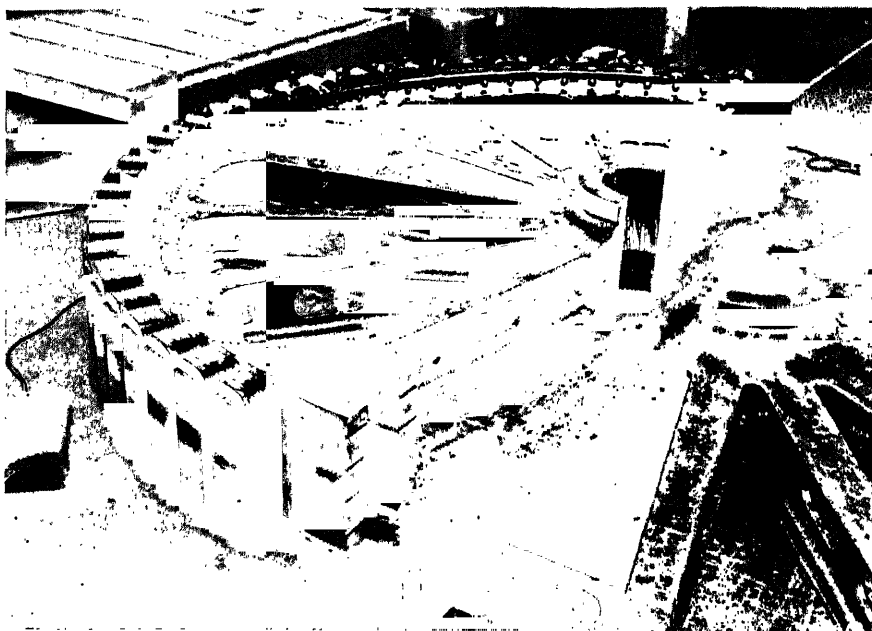


Fig. 5. View illustrating typical rotor construction for large low speed water wheel driven generators.

### Hydrogen Cooling

The advantages of hydrogen cooling from the standpoint of windage loss and heat transfer and conductivity have been recognized for some time. Several experimental hydrogen cooled turbine generators have been built and tested. Several hydrogen cooled synchronous condensers built by the General Electric Company are now in operation and others are now being built by the Westinghouse Company. At present the synchronous condenser offers the most promising field for the application of hydrogen cooling on account of its simplicity of construction and relatively high windage loss.

The construction of water wheel driven generators, particularly the low speed vertical units, is such that it would be rather difficult and

expensive to build them with gas-tight enclosures for operation in hydrogen. Moreover, on account of the relatively low windage loss of such machines the possible saving in losses by the use of hydrogen as a cooling medium is comparatively small.

However, in spite of these limitations, hydrogen cooling is a means of increasing water wheel driven generator ratings and should be considered as a future economic possibility, particularly in the case of high voltage machines where the existence of corona may be expected.

### Zusammenfassung

Bis heute sind die Grenzen für Ausführung von Synchrongeneratoren für Wasserturbinenantrieb nur in ganz vereinzelten Fällen erreicht worden, ausgenommen für Maschinen mit verhältnismäßig hohen Drehzahlen.

Die Leistungen sind weitgehend von der Drehzahl beeinflusst. Die zulässige Leistung in Abhängigkeit der Drehzahl ist in Kurvenform dargestellt. Die Grenzen der Beanspruchungen für verschiedene Konstruktionsausführungen werden erwähnt.

In den meisten Fällen hat Berücksichtigung der hydraulischen Anforderungen noch nicht zur Anwendung von Grenzleistungsmaschinen gezwungen; es gibt jedoch viele andere einschränkende Bedingungen, wie z. B.: Fliehkraftmoment, Drehzahlsteigerung, Ladeströme, Stabilität, Spannung, Kühlung usw., welche die Abmessungen der Maschinen beeinflussen, und sogar in einzelnen Fällen die zulässige Leistung begrenzen.

In jedem Einzelfall muß ein gewisser Wert des Fliehkraftmomentes vorgesehen werden, damit befriedigende Drehzahlverhältnisse eingehalten werden können. Die Bestimmung des benötigten Fliehkraftmomentes hat an Hand der wirklichen Betriebsverhältnisse zu erfolgen, unter Berücksichtigung der Größe der zu erwartenden Belastungsschwankungen im Verhältnis zur installierten Generatorleistung. Das Vorschreiben sehr hoher Fliehkraftmomente bedingt oft erhöhte Kosten und abnorme Abmessungen.

Das betriebsmäßige Auftreten von starken Drehzahlsteigerungen ist sehr wahrscheinlich; deshalb müssen sie beim Entwurf des Generators mit einem geeigneten Sicherheitsfaktor in der Berechnung berücksichtigt werden. Dies ist eine Bedingung, welche von großem Einfluß ist auf die Werte der Grenzleistung für die verschiedenen Drehzahlen. Damit also eine unnötige Verwendung spezieller und teurer Werkstoffe verhindert wird, ist es notwendig, daß die Drehzahlsteigerung auf einen Mindestwert beschränkt wird, ohne jedoch die Sicherheit aus dem Auge zu verlieren.

Generatoren, welche auf lange Fernleitungen geschaltet werden, müssen oft starke, voreilende Blindströme liefern. Damit eine Maschine unter diesen Betriebsbedingungen sich nicht selbst erregen kann, muß der Entwurf eine spezielle elektrische Dimensionierung vorsehen, wobei die Feldstärke im Vergleich zur Ankerückwirkung groß gewählt wird. Gewöhnlich hat dies zur Folge, daß die Maschine größer und teurer wird, und daß überdies dem Entwurf des Läufers aus mechanischen Gründen Grenzen gestellt werden, was schwierige und schwerwiegende Probleme mit sich bringt, namentlich wenn die Geschwindigkeit hoch ist.

Heutzutage ist die Kraftübertragung über große Entfernungen sehr oft ein bedeutender Faktor. Bei der Aufstellung von Generatorprojekten muß dann auch in vielen Fällen die Fähigkeit der rotierenden Maschinen, sich während sehr starken Belastungsschwankungen in Tritt zu halten, näher untersucht werden. Hiermit ist der Faktor der Stabilität zu einer wichtigen Eigenschaft geworden, welche bei Entwurf und Anwendung der Maschine stark ins Gewicht fällt. Eine niedrige



Reaktanz und ein hoher Wert des Kurzschlußverhältnisses werden die Stabilität günstig beeinflussen, und diesem Punkt wird eine nähere Besprechung gewidmet. Die Stabilitätsverhältnisse von Maschinen und Fernleitungssystemen haben durch die Verwendung von Hilfserregermaschinen zur Erregung der Haupterregermaschinen, sowie durch Fortschritte im Entwurf der lamellierten Konstruktion für die Haupterregermaschinen eine gewaltige Verbesserung erfahren. Weiter wird die Verwendung von Dämpferwicklungen in den Polschuhen des Läufers, zur Erhöhung der Stabilität, erörtert.

Für Maschinen großer Leistung werden in letzter Zeit höhere Generatorspannungen empfohlen, damit die übrigen Teile der Anlagen: die Ölschalter, Trennschalter, Kabel, Drosselspulen, und weitere Hilfsapparate für geringere Strombeanspruchungen bemessen werden können. Es hat sich jedoch herausgestellt, daß für Maschinenleistungen, welche heute in Frage kommen, Spannungen über 13800 V für die Generatoren an sich keine wirtschaftlichen Vorteile bieten können. Die Isolation der Ständerwicklung ist das wichtigste Problem in Entwurf und Konstruktion von Hochspannungsmaschinen. Die relativen Vorteile von Micanitleinwand und getränkter Leinwand für die Umwicklung der Leiter werden näher besprochen.

In den meisten Fällen sind höhere Generatorspannungen nicht notwendig, um die Übertragung und Verteilung der elektrischen Energie zu erleichtern, da gewöhnlich eine Hinauftransformation doch noch vorgesehen werden muß. In einigen Fällen jedoch sind höhere Generatorspannungen vorgeschlagen worden, damit eine Hinauftransformation überflüssig wird und die Energie unmittelbar mit Generatorspannung übertragen werden kann. Es ist aber sehr fraglich, ob die unmittelbare Verbindung von Großgeneratoren mit Fernleitungen, ohne zwischengeschaltete Transformatoren, empfehlenswert ist. Untersuchungen betreffend Transformatoren haben gezeigt, daß Überspannungen, hervorgerufen durch Blitzentladungen, gewöhnlich schwerwiegender sind als solche, verursacht durch Schaltmanipulationen. Versuche mit Sprungwellen für verschiedene Werte der Steilheit des Wellenkopfes werden erwähnt. Weiter werden Methoden zur Abflachung des Wellenkopfes besprochen, wodurch die Beanspruchung der Wicklungen gemildert werden kann.

Die Erwärmungsgrenzen von ehemals sind durch eine verbesserte Kühlung und eine Reduktion der Verluste beseitigt worden. Diese Reduktion der Verluste konnte herbeigeführt werden durch: die Verwendung legierter Bleche mit hohem Siliziumgehalt, eine Heruntersetzung der Kupferverluste im Ständer sowie der zusätzlichen Verluste, und durch eine geringe Reduktion der Luftreibungsverluste, herrührend von Verbesserungen im Entwurf von Läufer und Ventilatoren. Die Reduktion der Verluste bedingt eine Preiserhöhung der Maschine, welche jedoch, unter Berücksichtigung einer angemessenen Kapitalisierung der Verluste, als völlig berechtigt erscheinen wird.

In letzter Zeit hat für Wasserkraftgeneratoren die Verwendung geschweißter Konstruktionen, welche den mechanischen Entwurf dieser Maschinen auffallend beeinflußt hat, zugenommen. Die geschweißte Konstruktion weist namentlich für große, langsam laufende Einheiten ganz entschiedene Vorteile auf, weil die Maschinen mit Durchmessern ausgeführt werden können, welche nicht begrenzt sind durch die jetzigen verfügbaren Werkzeugmaschinen und Ausrüstungen in Werkstatt und Gießerei.

Deutschland

**Grenzbedingungen für Generatoren von hoher Spannung  
und hoher Leistung unter besonderer Berücksichtigung  
der Baustoffe und der Kühlung**

Zentralverband der deutschen elektrotechnischen Industrie  
und Vereinigung der Elektrizitätswerke

*Dr. R. Pohl, E. Lasswitz und Mitarbeiter*

**A. Einleitung**

**I. Die wirtschaftliche Forderung gesteigerter Leistung**

Die Erzeugung der Energie an den natürlichen Kraftquellen, die sich aus der Erkenntnis heraus entwickelt hat, daß die wirtschaftlichste Form von Energietransport die Fortleitung in Form von elektrischer Energie ist, hat eine Steigerung in der Leistungsfähigkeit der Kraftwerke mit sich gebracht, die alle Erwartungen übertrifft. Noch vor 10 Jahren gab es in Deutschland nur wenige Kraftwerke mit einer Leistung von 50000 kW. Heute gibt es Kraftwerke mit Leistungen von mehreren hunderttausend Kilowatt. In dem gleichen Maßstab wie die Leistung der einzelnen Kraftwerke sich gesteigert hat, ist auch die Leistung der einzelnen Aggregate angewachsen. War die größte Maschinenleistung bis zum gleichen Zeitpunkt ca. 16000 kW, so treffen wir heute auf Einwelleneinheiten mit Leistungen von 80000 kW. Die Forderung nach immer größeren Einheiten ist begründet durch die damit erzielbaren wirtschaftlichen Vorteile, die aber nicht durch irgendwelche Nachteile, insbesondere nicht durch die Verminderung der Betriebssicherheit, erkauft werden dürfen. Als wirtschaftliche Vorteile kommen in Betracht:

1. Die Ersparnis an Grundfläche.

War die Grundfläche eines 16000 kW-Turboaggregates ca. 17 bis 18 m<sup>2</sup>/1000 kW, so ist sie bei den 80000 kW-Einheiten auf ca. 5,5 m<sup>2</sup>/1000 kW zurückgegangen.

2. Die Verringerung des Gewichtes pro Kilowatt Maschinenleistung. Dieses Gewicht ist einerseits ein Maßstab für den Preis, andererseits ein ausschlaggebender Faktor für die Berechnung der Eisenkonstruktionen des Gebäudes und für die erforderlichen Krananlagen. Die entsprechenden Zahlen sind 18,5 kg/kW bei einem 16000 kW-Aggregat und 13,0 kg/kW bei dem 80000 kW-Aggregat.

3. Die Ersparnis an Bedienungspersonal.

Die Bedienung einer großen Einheit erfordert nicht mehr Bedienungs-

personal als die von Einheiten, die nur ein Bruchteil ihrer Leistungen besitzen.

4. Durch die Verwendung von großen Einheiten wird das Schaltbild wesentlich vereinfacht und damit der Umfang der Schaltanlage, wodurch die hiervon in Anspruch genommene Fläche wesentlich verringert wird. Auch der Anschaffungspreis der gesamten Schaltanlage wird kleiner ausfallen, die Zahl der Instrumente und Betätigungsorgane, die in der Schaltwarte untergebracht werden müssen, wird geringer, damit gewinnt die Warte an Übersichtlichkeit, das zu ihrer Bedienung erforderliche Personal kann kleiner sein, außerdem wird die Betriebssicherheit infolge der besseren Übersicht eine größere werden.

Alle diese Punkte erklären das Bedürfnis nach immer größeren Einheiten. Die folgenden Erörterungen sollen dartun, welche Grenzen nach dem heutigen Stand der Technik hierfür gezogen sind, und nach welcher Richtung Bestrebungen vorhanden sind, die zur Zeit bestehenden Schwierigkeiten zu überwinden.

## II. Allgemeines über Grenzbedingungen

### a. Mechanische Grenzen

Die mechanischen Grenzen für den Bau von Grenzleistungsmaschinen sind in erster Linie gegeben durch die zulässigen Materialbeanspruchungen bzw. die Herstellungs- und Transportmöglichkeiten der erforderlichen Guß- oder Schmiedestücke sowie der montierten Gehäuse- und Läuferteile.

Es besteht natürlich bei Grenzleistungsmaschinen das Bestreben, die Umfangsgeschwindigkeit, und damit den Durchmesser des Läufers möglichst groß zu machen. In diesem Bestreben geht man bei den Turbogeneratoren betriebsmäßig bis auf Umfangsgeschwindigkeiten von ca. 150 m/s entsprechend einer Umfangsgeschwindigkeit von annähernd 190 m/s, bei 25proz. Drehzahlsteigerung, wie sie laut RfEM (Regeln für die Bewertung und Prüfung von elektrischen Maschinen des Verbandes deutscher Elektrotechniker) für Turbogeneratoren vorgeschrieben ist. Generatoren mit ausgeprägten Polen für Wasserturbinenantrieb werden mechanisch nach der Schleuderdrehzahl bemessen, welche ja mindestens das 1,8fache der Nenndrehzahl beträgt. Wegen der ungleichmäßigen Massenverteilung und der damit zusammenhängenden Ungleichmäßigkeit der einzelnen Beanspruchungen geht man in der Schleuderdrehzahl nicht über ca. 160 m Umfangsgeschwindigkeit. Die Bedingung, daß die Generatoren für Wasserturbinenantrieb die volle Durchgangsdrehzahl der Wasserturbinen aushalten müssen, ist von seiten der Turbinenfirmen deshalb gestellt, weil darauf Rücksicht genommen wird, daß bei plötzlicher völliger Entlastung des Generators der Turbinenregler versagen könnte. Diese Sicherheitsbedingung erschwert natürlich mechanisch den Bau von Grenzleistungsmaschinen bedeutend.

Die Auswahl der für solche Bedingungen geeigneten Werkstoffe machte eine enge Gemeinschaftsarbeit zwischen der Eisenhüttenindustrie und der Elektroindustrie notwendig. Der Begriff des Sicherheitsverhältnisses zur Bruchfestigkeit des Werkstoffes ist im Elektro-

maschinenbau nicht üblich. Wenn Wasserturbinengeneratoren nur für eine 25proz. Drehzahlerhöhung gebaut werden dürften, wie bei Turbogeneratoren üblich, so könnten bei den heutigen Abmessungen weniger wertvolle Baustoffe benutzt oder bei Verwendung hochwertiger Werkstoffe wesentlich größere Leistungen mechanisch beherrscht werden; auch der ganze Aufbau des Induktors würde sich einfacher gestalten.

In bezug auf die Länge (Eisenbreite) sind gewisse Beschränkungen gegeben durch die kritischen Drehzahlen (Biegungsschwingungen) und durch evtl. Schwierigkeiten, die bei der Belüftung sehr breiter Maschinen entstehen. Während bei großen zweipoligen Turbogeneratoren die erste kritische Drehzahl stets durchfahren wird, ist dies bei Wasserturbinengeneratoren nicht üblich, weil anschließend an die Betriebsdrehzahl der große Sperrbereich bis zur Schleuderdrehzahl ist, in welchem die kritische Drehzahl nicht liegen soll.

Durchmesser und Eisenbreite sind mechanisch ferner beengt durch Transportschwierigkeiten. Während der zur Zeit größte Wasserturbinengenerator Europas ein gesamtes Induktorgewicht von ca. 250 t hat, ist der größte Tiefgangswagen zunächst nur für ein Ladegewicht von 110 t bemessen. Für größere Gewichte müßte eine ähnliche Lösung wie bei den Transformatorwagen gefunden werden, bei welchen der ganze Transformator mit einem Gehänge fest verbunden ist, welches direkt auf 2 mehrachsigen Drehgestellen ruht. Es ist also schon mit Rücksicht auf ihr Gewicht nicht immer möglich, solche Induktoren komplett zu verladen. Weit enger noch liegen die Beschränkungen in bezug auf die Transportfähigkeit im Ladeprofil. Die größte Breite unter Berücksichtigung der Kurven ist beim Ladeprofil der deutschen Reichsbahn rd. 2900 mm und die größte Höhe ca. 3600 mm. Sofern die Induktoren also mit eingezogener Welle transportiert werden, welche ja quer zu den Radachsen liegen muß, darf der Durchmesser nicht mehr als 2900 mm betragen.

Aus Gründen der Regulierung der Antriebsmaschinen werden vielfach große Schwungmomente gefordert. Normalerweise macht jedoch der Einbau der Schwungmassen keine Schwierigkeiten. Gegebenenfalls wird ein Zusatzschwungrad neben dem Läufer angeordnet. Dagegen kommt bei Generatoren für Kolbenmaschinenantrieb als weitere Forderung ein für Parallelbetrieb ausreichendes Schwungmoment hinzu. Im Bestreben, das erforderliche Schwungmoment im Läufer des Generators selbst unterzubringen, werden deshalb derartige Maschinen häufig mit sehr großem Durchmesser und mehrteiligem Läufer gebaut. Die Leistung derartiger Generatoren ist jedoch nicht begrenzt durch mechanische oder elektrische Grenzen der Generatoren. Vielmehr sind die Grenzbedingungen hierbei stets in den Antriebsmaschinen zu suchen.

Als Werkstoffe für Grenzleistungsmaschinen ist in erster Linie Schmiedestahl von Bedeutung, und zwar für besonders hoch beanspruchte Teile legierter Stahl (Nickel-Chrom-Mangan usw.). In neuerer Zeit läßt sich jedoch ein gewisses Bestreben erkennen, die chemische Zusammensetzung des Stahles so zu wählen, daß er weniger anspruchsvoll in der thermischen Behandlung ist und auch der Verschmiedungsgrad nicht von so großer Bedeutung ist, wie bei den Kohlenstoffstählen.

Von einer Begrenzung der Abmessungen von Generatoren durch Bearbeitungsschwierigkeiten der Gehäuse oder Läufer kann heute nicht mehr gesprochen werden, da man vielfach schon dazu übergegangen ist, die Gehäusebohrungen nicht mehr zu bearbeiten, sondern die zum Halten der Bleche bestimmten Prismen direkt in die aus Flußstahl geschweißten Gehäuse einzuschweißen.

Die Läufer der langsam laufenden Generatoren für Kolbenmaschinenantrieb werden entweder aus Stahlguß oder hochwertigem Gußeisen hergestellt. Gewisse Schwierigkeiten in der Beherrschung der mechanischen Kräfte machen bei derartigen Läufern nur die Verbindungsglieder der einzelnen Läufersegmente.

#### *b. Elektrische Grenzen*

Grenzmaschinen müssen — abgesehen von ihren Abmessungen, die durch mechanische Beanspruchung und Transportmöglichkeit begrenzt sind — auch hinsichtlich ihrer elektrischen Ausnutzung, d. h. in der Leistung pro aktiver Volumeneinheit auf ein Höchstmaß gebracht werden. Die Begrenzung der spezifischen Ausnutzung liegt im wesentlichen in zwei Umständen begründet:

1. in der Erwärmung, deren Höchstwerte in Deutschland durch die Normen des VDE., international durch die IEC.-Normen, vorgeschrieben sind,
2. in dem elektrischen Verhalten, das man heute von modernen Großgeneratoren mit Rücksicht auf die Eigenschaften der ausgedehnten Netze verlangt.

Die Induktorausnutzung ist einerseits abhängig von der Größe des dem Kraftfluß gebotenen Eisenquerschnittes, anderseits von der Stärke der Spulendurchflutung. Der Höchstwert der letzteren ist nur thermisch begrenzt. Maßgebend sind die vorläufig in den einzelnen Ländern noch verschiedenen Vorschriften bezüglich Grenzerwärmung (nach den deutschen Normen  $REM\ 30\ \Delta t = 90^\circ C$ ). Zweckentsprechende Durchlüftung des Induktors ist ausschlaggebend für eine gute Materialausnutzung, und wir finden in modernen Konstruktionen hierauf besonderes Gewicht gelegt.

Die Ständerausnutzung drückt man gewöhnlich durch den Faktor

$$C = \frac{kVA}{D^2 L n}$$

aus. Darin bedeutet  $kVA$  die Leistung,  $D$  den Durchmesser der Ständerbohrung oder auch den Induktordurchmesser,  $L$  die aktive Länge der Maschine und  $n$  deren Umdrehungszahl. Der so definierte Ausnutzungsfaktor  $C$  ist proportional dem Produkt aus dem Ständerstrombelag  $A$  mal der mittleren Felddichte  $B$  im Luftspalt. Die Steigerung von  $C$  in letzten Jahrzehnt beruht fast ausschließlich auf einer Erhöhung von  $A$ . Die Erhöhung des Strombelages  $A$  war durch Verbesserung der Ventilation, Bewältigung der Stromverdrängungserscheinungen durch verseilte Stäbe oder geeignete Wicklungsanordnung und durch Verwendung hochwertiger Isolierstoffe möglich geworden. Große Generatoren erhalten

heute fast ausschließlich Mikanitisolation auch zwischen den einzelnen Leitern, so daß höhere Erwärmungsgrenzen zulässig wurden. (Nach den REM  $30 \Delta t = 80^\circ \text{C.}$ )  $B$  blieb nahezu unverändert.

Die Steigerung des Strombelages hatte hohe Ankerrückwirkung und kleinen Kurzschlußstrom zur Folge. Man hatte sich mit der weichen Charakteristik insbesondere seit der allgemeinen Einführung der Schnellregler abgefunden. Fortschritte in der Belüftung der Maschinen sowie erhöhter spezifischer Aufwand von Ständerkupfer zwecks Erniedrigung der Stromdichte würden eine noch weitere Vergrößerung des Strombelages ermöglichen. Dem steht aber heute die obenerwähnte zweite Forderung des elektrischen Verhaltens gegenüber.

Hierher gehört zunächst die Verhinderung der Selbstregung beim Arbeiten auf die leerlaufende Leitung. Man muß die Maschinen so ausbilden, daß sie verhältnismäßig hohe Ladeleistungen abgeben können, ohne sich dabei auf eine den Nennwert überschreitende Spannung selbst zu erregen. Man erreicht dies durch Ausführung eines abnormal großen Luftspaltes. Die Folge davon ist, daß im normalen Lastbetrieb ein erhöhter Aufwand von Amperewindungen zur Feldbildung notwendig wird, und bei gegebener höchster Amperewindungszahl des Induktors die Ständerleistung nicht auf den Wert gesteigert werden kann, der mit einem Luftspalt normaler Größe erreichbar wäre. Auch die Wirklastübertragung über sehr lange Leitungen wird eine erhöhte Steifigkeit der Generatorcharakteristik erfordern. Je kleiner das Verhältnis von Ankeramperewindungen zu Leerlaufamperewindungen ist, desto kleiner ist der Verschiebungswinkel zwischen Feld und Pol bei Wirkbelastung. Da beim Energietransport über lange Leitungen der Verschiebungswinkel von Generator und Motor durch die Leitung noch vergrößert wird, man sich also der Kippgrenze nähert, ist es mit Rücksicht auf die Stabilität erwünscht, die Verschiebung in den Maschinen an sich kleiner zu halten, als dies bei einem Betrieb ohne lange Leitung zulässig wäre.

Das Reaktionsverhältnis und damit auch der Strombelag werden durch diese Umstände beeinflusst. Die Streureaktanz sollte gleichfalls aus Gründen stabiler Übertragung nicht übermäßig groß sein. Ferner darf die Streuung nicht so klein gewählt werden, daß der Stoßkurzschlußstrom den in den REM vorgeschriebenen Wert — die 15fache Amplitude des Nennstroms — überschreitet. Auch bei Stoßkurzschlußströmen, die unter dem genormten Wert liegen, muß insbesondere bei Grenz-turbogeneratoren auf solideste Abstützung der Wickelköpfe geachtet werden.

Von gewissem Einfluß auf  $C$  ist auch die Betriebsspannung, merkbar jedoch erst bei sehr hohen Spannungen. Bei Grenzleistungen ist man wegen der sonst unbequem großen Stromstärken auf Spannungen bis etwa 12 kV übergegangen. Durch geeignete Einrichtungen (Glimmschutz) konnte die Gleitfunkengrenze hochgetrieben und damit eine hohe Isolationsfestigkeit auch bei Maschinen über 10 kV erzielt werden.

Asynchrongeneratoren mit Drehstromerregemaschinen hätten den Vorteil der größeren Stabilität. Die Ladeleistung könnte durch Gegen-erregung ohne vergrößerten Luftspalt in weiten Grenzen beliebig

einreguliert werden. Gegen die Ausführung von Grenzmaschinen dieser Bauart spricht vorläufig aber noch der — insbesondere bei Turbogeneratoren — schwierige Aufbau des Induktors, welcher mit mehrphasiger Wicklung auszuführen wäre.

## B. Turbogeneratoren

### I. Grenzbedingungen der Maschinen für 3000 und 1500 U/min

Die gemäß der Belastungskurve des Kraftwerkes günstige Leistung der Maschineneinheiten läßt sich für die meisten Zentralen mit zweipoligen Generatoren erreichen. Nur für die größten Werke, wo die Grenzleistung zweipoliger Maschinen überschritten wird, müssen vierpolig zur Anwendung kommen. Sechspolige Generatoren haben angesichts der jüngsten Entwicklung im Turbogeneratorenbau ihre Existenzberechtigung verloren. Für 50 periodische Netze haben wir es also nur noch mit Maschinen für entweder 3000 oder 1500 U/min. zu tun. Die ersteren sind um etwa 25 % billiger und leichter, auch schneller betriebsbereit und transportfähiger als die vierpoligen. Insbesondere wiegt der Induktor weniger als die Hälfte. Sie werden daher, soweit es die Leistungsgrenze erlaubt, vorzugsweise angewandt.

Von den Faktoren, welche die Höchstleistung von Turbogeneratoren bestimmen, sind die mechanische und die thermische Beanspruchung im umlaufenden Teil die weitaus wichtigsten. Sie treten am schärfsten bei den Grenzmaschinen für 3000 U/min. in die Erscheinung und sollen zunächst für diese erörtert werden.

#### *Zweipolige Generatoren*

Die ausschlaggebende mechanische Beanspruchung im Induktor ist im allgemeinen nicht die Zugspannung am Zahnfuß, sondern die Randspannung an der Axialbohrung. Zur Beseitigung der Seigerungen und Kontrolle des Schmiedestückes auf Schmiedefehler, schließlich auch zur Herbeiführung einer Vergütung in gehärteten Schmiedestücken muß nämlich eine solche Bohrung bei allen größeren Körpern angebracht werden, obgleich sie eine neue und sogar die höchste Beanspruchung in das Schmiedestück hineinbringt. Die durch die Zentrifugalkräfte der Zähne und des Nuteninhalts sowie des inneren Kranzes hervorgerufene Randspannung wird nach der von *Grübler* stammenden Beziehung berechnet. Ist nun  $D$  (Abb. 1) der äußere Durchmesser,  $d$  der Durchmesser des massiven Kranzes, also  $\frac{D-d}{2}$  die Nutentiefe einschließlich der Belüftungsnuten,  $d_i$  der Bohrungsdurchmesser, so ist die Randspannung  $\sigma_{\max}$  bei der normalen Drehzahl  $n = 3000$  auch ohne Kenntnis der genauen Nutenabmessungen und des Kupfergewichtes berechenbar, wenn wir für den aktiven Ring der Dicke  $\frac{D-d}{2}$  das mittlere spezifische Gewicht kennen. Dieses kann man nun für alle Konstruktionen mit Kupferwicklungen zu 7,8 annehmen, während es bei Aluminiumwicklungen auf 6,8 sinkt. Damit erhalten wir sofort die Randspannung bei

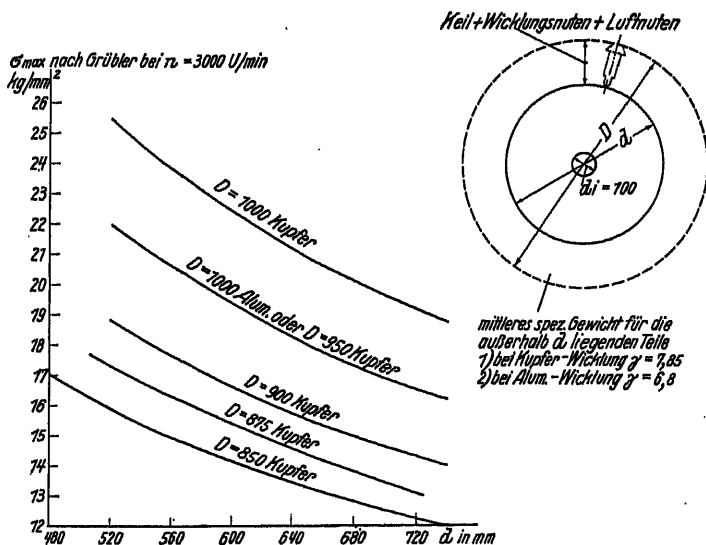


Abb. 1. Beanspruchung in der Wellenbohrung nach Grüber.

spielsweise für 1000, 900, 875 und 850 mm Induktoren als Funktion des Durchmessers  $d$  (s. Abb. 1). Welche Randbeanspruchung darf man nun bei normaler Drehzahl zulassen? Es kommen grundsätzlich zwei verschiedene Materialien für die Schmiedekörper in Frage, entsprechend der folgenden Tabelle:

#### Stahlsorten für Induktorkörper

	I. Nickelstahl geglüht	II. Molybdän-Chrom- Nickelstahl in Öl ver- gütet
Bruchfestigkeit .....	65 kg/mm <sup>2</sup>	70—75 kg/mm <sup>2</sup>
Streckgrenze .....	37 „	50—55 „
Dehnung (bei 5facher Meßlänge) .....	16%	18%
Kontraktion .....	28%	40%
Schlagarbeit .....	7 mkg	7 mkg

An Tangentialproben und Radialproben gemessen.

Betrachten wir zunächst das hochwertige Material II. Bei diesem ist mit gewissen, vom Vergüten herrührenden Restspannungen zu rechnen. Sie fallen zwar bei neuzeitlichem Material mit Molybdänzusatz, welches mit 650° C angelassen wird, weit kleiner aus als bei dem älteren Chromnickelstahl, trotzdem empfiehlt es sich zunächst noch, für die Eigenschaften an der Bohrung einen Abzug von 20% von der garantierten Streckgrenze zu machen, also mit 40 statt 50 kg/mm<sup>2</sup> zu rechnen. Für Induk-



toren, die mit 25% Übertouren geschleudert werden sollen — unter diesen Wert empfiehlt es sich keineswegs herabzugehen, weil die mechanische Sicherheit des elektrischen Teiles eines Turbogenerators unter allen Umständen höher sein sollte als die des Turbinenrotors — entstehen bei der Schleuderprobe  $1,25^2$ , also 1,56mal höhere Beanspruchungen. Daher soll man für den vergüteten Schmiedekörper bei der Nenndrehzahl allerhöchstens eine Randbeanspruchung von 20 zulassen, d. h. man soll bei der Nenndrehzahl mit einem Sicherheitsfaktor von mindestens 2, bei der Schleuderdrehzahl mit einem solchen von mindestens 1,3 bezogen auf die Streckgrenze an der Bohrung, arbeiten.

Wenn aber Beanspruchungen solcher Höhe zugelassen werden, so setzt dies äußerste Sorgfalt und Gewissenhaftigkeit bei der Herstellung der Schmiedestücke voraus sowie bei der Untersuchung auf ihre mechanischen Eigenschaften, insbesondere auf Freiheit von Fehlern und größeren Restspannungen. Daher sind die jetzt üblichen Prüfverfahren von besonderem Interesse.

Zunächst müssen die auf der Entnahme von Tangential- und Radialproben sowie von Kernproben beruhenden mechanischen Untersuchungen die Garantiezahlen bezüglich Streckgrenze, Festigkeit, Dehnung, Kontraktion und Schlagarbeit erwiesen haben. Dabei werden metallurgische Schliffbilder des Materials außen, in der Mitte und nahe der Bohrung angefertigt, zwecks Untersuchung auf Gleichmäßigkeit der Vergütung. Ferner wird die Bohrung nicht nur mittels Periskop auf Fehlerfreiheit abgesucht, sondern ihre Wandung mittels eines ein fortlaufendes stark vergrößertes Bild liefernden Kinoaufnahmeapparates festgehalten; dies gestattet eine weit genauere Besichtigung und nachträgliche Kontrolle. In einem besonderen Prüfraum wird der Körper weiterhin nach einem vom Bericht ergebnen Verfahren auf Fehlerfreiheit innerhalb des Ballens untersucht. Es besteht darin, daß ein Gleichstrom von ca. 2000 A genau diametral durch den Ballen geschickt und unterbrochen wird. Dabei darf der Ausschlag eines ballistischen Galvanometers, das an einer in der Bohrung angeordneten Spule hoher Windungszahl liegt, bestimmte kleine Werte nicht übersteigen. Abb. 2 zeigt das Prinzip und läßt erkennen, daß jede Unsymmetrie des Materials im Ballen eine ungleiche Stromverteilung um die Bohrung herum und damit die Entstehung eines axialen Feldes in der Bohrung zur Folge hat. Durch Drehung und Axialverschiebung der Stromanschlußpunkte wird so der ganze Ballen auf Unsymmetrie abgesucht. Das Verfahren hat sich im Vergleich mit rein elektrischen Methoden als das weitaus empfindlichste erwiesen. Schließlich werden die Körper auf Restspannungen untersucht, mittels einer Probe auf Verziehen bei Erwärmung sowie durch Kontrolle etwaiger Maßänderungen beim Einstechen von Belüftungsnuten und Rillen. Als Beispiel für die Eigenschaften des Molybdän-Chrom-Nickelstahles sei erwähnt, daß das Schmiedestück eines 50000 kVA-Induktors von 720 mm  $\varnothing$  (Konstruktion mit eingesetzten Zähnen) bei der metallurgischen Untersuchung eine vollständig gleichmäßige Durchvergütung und beim Einstechen der Entspannungsgrillen

kaum meßbare Maßänderungen ergaben. Zur Erforschung der Vorgänge beim Vergüten sowie der mit der Messung und Beseitigung von Restspannungen zusammenhängenden Probleme wurde von der Allgemeinen Elektrizitätsgesellschaft in Gemeinschaft mit der Firma Krupp und Professoren der einschlägigen Fachgebiete eine Studienkommission gegründet und ein besonderes Laboratorium geschaffen, in dem Schmiedestücke voller Größe untersucht werden. Die Ergebnisse kommen später zur Veröffentlichung. Nimmt man nun für einwandfreie Körper des Materials  $\Pi \sigma_{\max.} = 20$  als zulässig an, so sieht man aus Abb. 1, daß man einen Durchmesser von 1000 mm mit Kupferwicklung nur dann verwenden darf, wenn man den massiven Durchmesser  $d$  zu 685 wählen kann. Dies ist aber schwer möglich, denn für Maschinen der zu betrachtenden großen axialen Länge kann man mit Rücksicht auf die Belüftung, d. h. die einzuhaltende Temperatur der Wicklung, das Verhältnis  $d : D$  kaum über 0,62 steigern. Für diesen Wert ergibt sich als möglicher

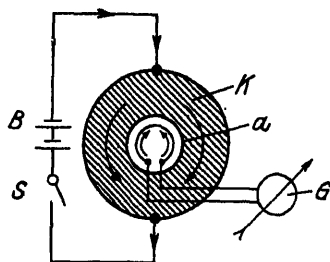


Abb. 2. Elektromagnetische Prüfung von Induktorkörpern auf Schmiedefehler.

Durchmesser für Kupferwicklungen 950 mm, hierbei wird  $d = 580$ . Für eine Aluminiumwicklung dürfte  $D = 1000$  werden, wobei  $d = 580$  bleiben darf, was bei der für Aluminium etwas vergrößerten Nuttiefe erwünscht ist. Eine Vergrößerung des Durchmessers  $D$  über diese Masse hinaus erscheint aber auch mit Rücksicht auf die Befestigung der Wickelköpfe bedenklich. Diese erfolgt durch massive Kappen oder Stahldrahtbandagen. Bei der Berechnung beider Konstruktionsmittel ist nämlich der Einfluß des durch die polare Anordnung der Spulen bedingten Biegemomentes bisher nicht hinreichend berücksichtigt worden. Dieses Moment sucht die Kappen oval zu ziehen und liefert einen bedeutenden Zuschlag zur höchsten Zugbeanspruchung.

Das Material neuzeitlicher unmagnetischer Kappenringe ist sehr homogen und zuverlässig, so daß seine Streckgrenze von 65 bis 75 kg/mm<sup>2</sup> voll zu bewerten ist. Andererseits muß im Betrieb mit langdauernden Erschütterungen gerechnet werden. Daher sollte der Sicherheitsfaktor an der höchstbeanspruchten Stelle, bezogen auf die Proportionalitätsgrenze und unter Berücksichtigung des Biegemomentes, nicht unter 2,5 für die Nenndrehzahl, also nicht unter 1,6 für die Schleuderdrehzahl sinken.

Die Verwendung von Aluminium als Wicklungsmaterial an Stelle von Kupfer wirkt sich, wie gezeigt, auf die oben besprochene Randspannung an der Bohrung günstig aus, in bedeutend stärkerem Maße aber auf die Beanspruchungen der Zähne und der Wickelkopfbefestigung. Bedenken gegen dieses Material bestehen nicht mehr, nachdem die Zuverlässigkeit gezogenen Reinaluminiums an sich sowie die der Schweißung in mehr als 10-jähriger Erfahrung und an zahlreichen Maschinen erwiesen worden ist. Die Schweißstellen besitzen das gleiche Gefüge und die gleichen mechanischen und chemischen Eigenschaften wie das gezogene Metall. Natürlich scheidet jede Lötung aus und ferner dürfen keine

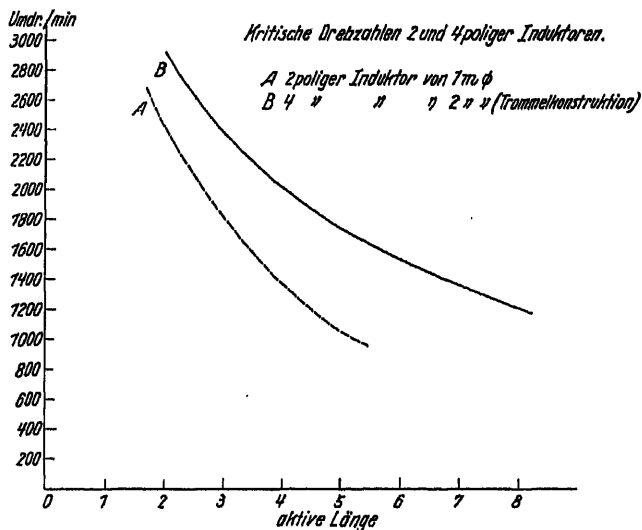


Abb. 3. Kritische Drehzahlen zwei- und vierpoliger Induktoren.

Verbindungen zwischen Aluminium und anderen Metallen zugelassen werden. Auch wenn man die angegebenen Zahlen und Kurven nicht als starr festliegend ansieht, sondern als in gewissen Grenzen für verschiedene Konstruktionen veränderlich, so erweist sich doch ein Durchmesser von 1000 mm als der zur Zeit nicht mit Sicherheit überschreitbare Wert.

Setzt man nun die spezifische elektrische Beanspruchung  $A = 650 \frac{\text{Amp}}{\text{cm}}$  und die mittlere magnetische Dichte am Induktorumfang  $B_m = 4500$  Gauß, so kommt man auf eine Höchstleistung von ca. 14600 kVA/m Länge. Die höchstmögliche Generatorleistung hängt nunmehr von der zugelassenen aktiven Ballenlänge ab, die ihrerseits durch die niedrigste kritische Drehzahl begrenzt wird, welche man mit Rücksicht auf den ruhigen Lauf noch zulassen will. Zwar treten bisweilen große Unterschiede in den berechneten und gemessenen Resonanzfrequenzen, insbesondere bei Eisenkonstruktionsfundamenten auf, jedoch kann die

Eigenschwingungszahl der Induktorwelle im allgemeinen als Kriterium der hauptsächlichen Resonanzdrehzahl gelten. Die Kurve A, Abb. 3, zeigt die kritische Drehzahl zweipoliger Maschinen und kann sowohl für den Durchmesser von 950 mm mit Kupferwicklung als auch von 1000 mm mit Aluminiumwicklung als gültig angesehen werden. Die bisher für große 3000tourige Maschinen angewendete niedrigste kritische

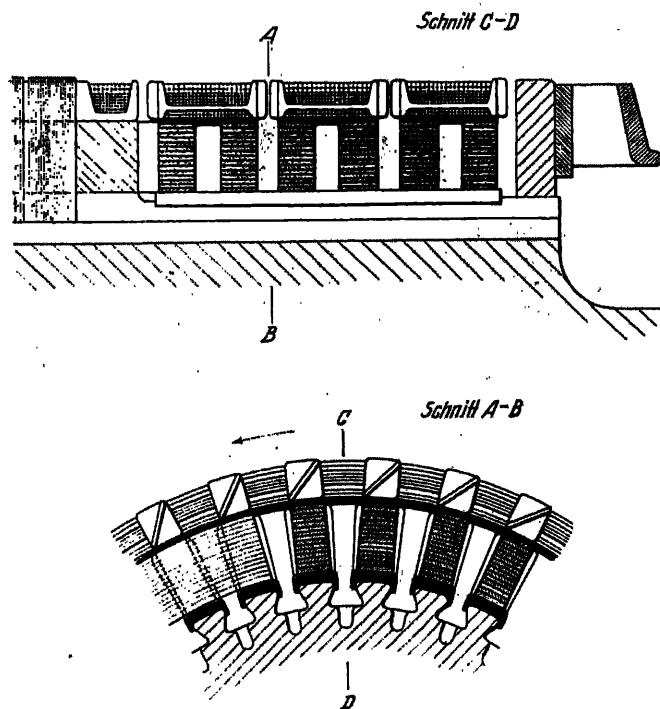


Abb. 4. Ventilierte Bandage.

Drehzahl ist ca. 1650, was einer Ballenlänge von annähernd 3,4 m entspricht, also einer Leistung von ca. 50000 kVA. Diese Zahl stellt demnach die auf Grund bisheriger Erfahrungen noch ausführbare Grenzleistung 3000touriger Maschinen mit Induktorkörpern aus vergütetem Stahl dar. Bei dem nur geblühten Stahl, Material I, mit ca.  $37 \text{ kg/mm}^2$  Streckgrenze ist zwar mit Restspannungen nicht zu rechnen, aber es fällt auch am Innenrande weniger gut aus, so daß nur mit einer Streckgrenze von  $32 \text{ kg/mm}^2$  gerechnet werden darf. Für den gleichen Sicherheitsfaktor 2 gilt also  $16 \text{ kg/mm}^2$  als höchstzulässige Randbeanspruchung

an der Bohrung. Abb. 1 zeigt hierzu, daß ein Durchmesser  $D = 875$  mit  $d = 570$ , also  $\frac{D}{d} = 0,65$  die praktische Grenze bildet. Für die gleiche niedrigste kritische Drehzahl  $n = 1650$  wird hierbei die Ballenlänge 3 m und damit die Höchstleistung rd. 35 000 kVA.

Diesen Betrachtungen liegt als thermische Grenze für die Induktorwicklung eine mittlere Temperaturzunahme von  $90^\circ$ , festgestellt durch Widerstandsmessung, zugrunde und zwar bei nachteiliger Belastung mit  $\cos \varphi = 0,8$ . Die Maschinen sind dabei imstande als unerregte Phasenschieber, nötigenfalls bis zu etwa 60 % ihrer Nenn-kVA als vor-eilende Blindlast aufzunehmen. Sollten in dieser Beziehung weitergehende Bedingungen erfüllt werden müssen, so muß der Luftspalt vergrößert und damit die Nennlast für  $\cos \varphi = 0,8$  verringert werden. Soll beispielsweise die Phasenschieberleistung gleich der Generatorleistung werden, so sinkt die letztere um etwa 20 %, die Höchstleistung der 3000tourigen Maschine würde also 40 000 kVA. Bei Induktoren der betrachteten großen axialen Länge muß für die Möglichkeit einer entsprechenden Wärmeausdehnung der Wicklung Sorge getragen werden, weil sonst, insbesondere bei konisch abgebogenen Köpfen, die Gefahr einer Wegdrängung der Haltekonstruktion oder einer Verlagerung der Wicklung vorliegt. Abb. 4 zeigt eine bei Bandagenbefestigung angewendete Unterteilung, derart, daß jedes Spulenpaar sich auf seiner Unterlage, unter Mitnahme der Bandage, axial verschieben kann, und zur Vermeidung von Wärmestauungen im Kopf auch je eine Radialfläche kräftig gekühlt wird.

#### *Vierpolige Generatoren*

Für die Ausbildung des Induktorkörpers vierpoliger Maschinen sind zwei prinzipiell verschiedene Bauarten gebräuchlich, die Trommel- und die Scheibenkonstruktion. Bei der ersteren wird eine auf dem Dorn geschmiedete von innen und außen her vergütete Trommel benutzt, die ein sehr zuverlässiges Schmiedestück darstellt. Sie wird beiderseits mit durch Verschraubung und Schrumpf eingesetzten Wellenstümpfen versehen. Es empfiehlt sich hierbei, durch Einsetzen der Zähne die Wandstärke der Trommel so mäßig zu halten, daß die Vergütung sie vollständig durchdringen kann. Wenn man die hier zu erörternden Grenzleistungen erreichen, also die entsprechend großen Durchmesser verwenden will, so ist das Einsetzen der Zähne aber auch mit Rücksicht auf die vom Walzwerk herstellbare Länge der Trommel eine Notwendigkeit. Diese Bauart ergibt einen sehr steifen Körper, d. h. die kritische Drehzahl liegt hoch. Bei der zweiten Ausführungsform besteht der Körper aus einer großen Zahl auf eine Voll- oder Hohlwelle aufgeschrumpfter Platten, deren Breite so gewählt wird, daß die Gleichmäßigkeit des Materials verbürgt ist. Der Wellendurchmesser ist durch die zulässige Randbeanspruchung an der Bohrung der Scheiben begrenzt. Diese Ausführungsform ergibt eine niedrigere kritische Drehzahl. Sie läßt sich mit eingeprägten Nuten oder mit eingesetzten Zähnen bauen. Legen wir der Bestimmung der

Höchstleistung zunächst die Trommelkonstruktion zugrunde. Bei Verwendung einer Aluminiumwicklung und eingesetzter Zähne ist hier ein Induktordurchmesser von 2000 mm auch mit Rücksicht auf die Wickelkopfbefestigung zulässig. Die zugehörige Trommel hat etwa 1600 mm äußeren, 700 mm inneren Durchmesser und wiegt je Meter  $12\frac{1}{2}$  t. Wicklung und Zähne machen dabei  $7\frac{1}{2}$  t aus. Das Gesamtgewicht der aktiven Länge ist also 20 t/m. Unter Voraussetzung der gleichen elektrischen Beanspruchung, wie sie bei den großen zweipoligen Maschinen angegeben wurde und etwas erhöhter magnetischer, erhalten wir hier

nach der Beziehung  $kVA = \frac{10}{p} D^2 LA$ , Bm je Meter Länge eine Leistung

von 31000 kVA. Dabei lassen sich die mechanischen Beanspruchungen sowohl in den Zähnen wie auch an der Bohrung noch ohne große Schwierigkeit beherrschen, insbesondere bleibt die höchste Beanspruchung an der Trommelbohrung unter dem für die 3000tourigen Maschinen angegebenen Höchstwert. Als günstiger Umstand kommt noch hinzu, daß die Vergütung hier, im Gegensatz zu derjenigen der 3000tourigen Körper, von innen her ebenso wirksam ist als von außen, so daß der früher vorgesehene Sicherheitsabzug von  $10 \text{ kg/mm}^2$  von der garantierten Streckgrenze hier sicher nicht notwendig ist. Die größte verwendbare Länge und daher die größtmögliche Leistung sind nun wieder durch die kritische Drehzahl bestimmt, jetzt aber auch durch die Abmessungen und das Gewicht des vom Stahlwerk noch herstellbaren Schmiedestückes. Die unlängst in Betrieb genommene größte Schmiedepresse der Firma Krupp für einen maximalen Schmiededruck von 15000 t vermag Trommeln des angegebenen Durchmessers bis zu einer Ballenlänge von 4 m herzustellen. Betrachten wir nun die Kurven der kritischen Drehzahl für Trommeln dieses Durchmessers (Kurve B, Abb. 2), so zeigt sich, daß man bei 4 m Länge noch eine kritische Drehzahl von 2000 U/min behält, die also noch 33 % über der Nenndrehzahl liegt. Wir arbeiten demnach noch mit einer sehr steifen Welle. Diese Maße liefern eine Leistung von  $4 \times 31000$  bis 125000 kVA bei einem Gewicht der aktiven Länge von 80 t und des ganzen Induktors von ca. 110 t. Ein Körper dieses Gewichtes und dieser Maße ist auf in Deutschland vorhandenen Tiefladewagen noch ohne Schwierigkeit zu transportieren. Man könnte die Maschine für die gleiche Leistung auch mit etwas kleinerem Durchmesser und größerer Länge bauen, ohne mit der kritischen Drehzahl oder der Transportfähigkeit in Konflikt zu geraten.

Will man noch größere Leistungen in einer Einheit herstellen, so bietet die Scheibenkonstruktion hierzu die Möglichkeit. Man muß sich dazu allerdings entschließen, mit der kritischen Drehzahl unter die Nenndrehzahl herabzugehen, wie es bei den großen 3000tourigen Maschinen notwendigerweise schon geschehen ist. Für die Scheibenkonstruktion ist eine Kurve der kritischen Drehzahl weniger leicht anzugeben, da nicht nur der Durchmesser der Welle in gewissen Grenzen variabel ist, sondern auch die durch die aufgeschrumpften Scheiben eintretende Versteifung eine Rolle spielt. Eine aktive Länge von  $5\frac{1}{2}$  m dürfte einer kritischen Drehzahl von 900 entsprechen. Sie liefert eine Höchstleistung von

5,5 × 31000 × 170000 kVA. Das Gesamtgewicht dieses Induktors beträgt ca. 155 t und dürfte neue Transportmittel benötigen.

Beim Entwurf der *Statorwicklungen* für die vorstehend betrachteten Grenzleistungen und bei den bisher üblichen Spannungen, d. h. bis 13000 V, stößt man weder in bezug auf Erwärmung noch auf Isolationsfestigkeit auf eine grundsätzliche Grenze. Auch werden die jüngsten Fortschritte der Isoliertechnik, insbesondere die Anwendung des Glimmschutzes, noch wesentlich höhere Spannungen ohne erhebliche Beeinträchtigung der Leistung zulassen, also etwa 18000 oder 24000 V (vereinzelt sind große Generatoren sogar bereits für 33000 V und 36000 V gebaut worden), sobald Anforderungen dieser Art an die Industrie herantreten. Dabei sollte aber nicht außer acht bleiben, daß ein unmittelbar auf ein Netz arbeitender Generator weit gefährlicheren elektrischen und mechanischen Beanspruchungen ausgesetzt ist als beim Betrieb über einen Transformator. Was die Temperaturerhöhung der Statorwicklung anlangt, so läßt sich durch Anwendung hochwertiger Bleche, durch eine hinreichend feine Unterteilung und Verschränkung der Leiter sowie durch Erhöhung der Nutenzahl zwecks Vergrößerung der Abkühlungsfläche die Einhaltung der üblichen Grenzen erreichen. Mit Rücksicht auf die mechanische und elektrische Festigkeit sollte die Nutenzahl nicht unnötig groß gewählt werden. Von besonderer Bedeutung ist der Einfluß der Stirnstreufelder. Bekanntlich erzeugen sie in den massiven Konstruktionsteilen, wie Preßdeckeln und Schutzkappen, starke Wirbelstromverluste, die zur Anwendung geblätterter Ringschirme oder von Kupferbelegungen beträchtlicher Dicke zwingen. Außerdem bewirken sie aber sowohl durch ihre Radial- wie ihre Tangentialkomponenten zusätzliche Verluste in den Wickelköpfen, die durch entsprechende Unterteilung und Verschränkung der Leiter in zulässigen Grenzen gehalten werden müssen. Ein wichtiger Fortschritt war auch die Ausbildung unmagnetischer Induktorkappen und unmagnetischer Stahldrahtbandagen, wodurch die Stirnstreufelder erheblich herabgesetzt werden.

Für die Statorwicklung der größten vierpoligen Generatoren wäre hinzuzufügen, daß bei der noch erheblich größeren Länge des aktiven Eisens, welches hier bei den Grenzleistungen in Frage kommt, für die Möglichkeit der Wärmeausdehnung der Stäbe besondere Vorsehrung getroffen werden muß. Da die Ausdehnung des Kupfers eine andere ist als die der Mikanitumpressung, so muß auch für eine genügende Elastizität der letzteren gesorgt werden. Die in den letzten Jahren entwickelten Compoundmikafolien besitzen diese Eigenschaften in hinreichendem Maße, und zwar unabhängig von der Temperatur, während Schellackfolien erst im warmen Zustande genügend elastisch werden. Bei den letzteren besteht also die Gefahr eines Zerreißen, insbesondere dann, wenn durch eine plötzliche Belastung des Generators die Erwärmung des Kupfers derjenigen der Isolation vorausseilt. Da mit wachsender Eisenlänge auch die Streureaktanz der Wickelköpfe relativ immer kleiner ausfällt, so wird man zwecks Einhaltung der erforderlichen Streureaktanz der ganzen Wicklung künstlich vertiefte Statornuten

(Streunuten) zur Anwendung bringen. Bei sorgfältiger Durchführung der Wickelkopfversteifung sind dann auch die Kurzschlußkräfte zu beherrschen.

Bedenken bezüglich ungleicher Erwärmung innerhalb der Statorwicklung auch der axial längsten Maschinen bestehen bei neuzeitlichen

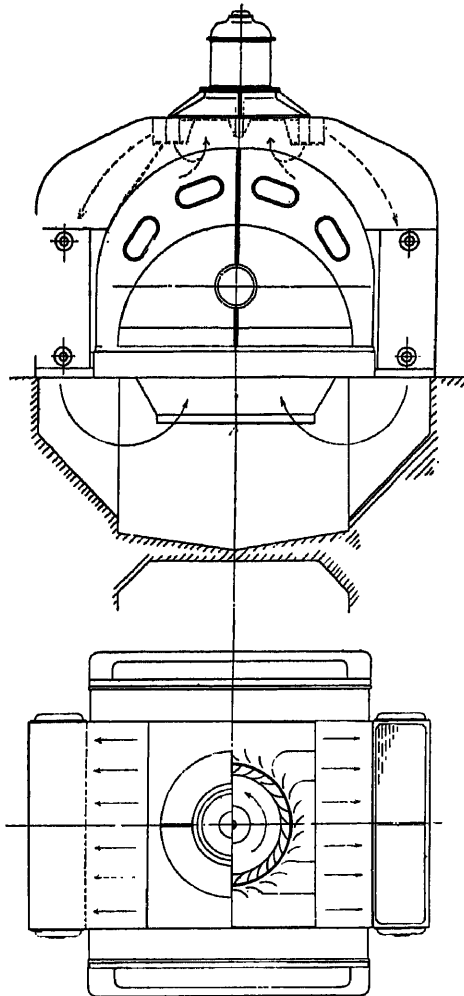


Abb. 5. Generator mit seitlich angebauten Luftkühlern und aufgebautem Zusatzventilator.

Belüftungsmethoden nicht. Die Belüftung erfolgt bei großen Generatoren jetzt allgemein nach dem Kreislaufsystem, vielfach unter unmittelbarem Anbau der Kühler an das Generatorgehäuse. Auch bei den Grenzmaschinen können noch Eigenventilatoren verwendet werden. Mit



Rücksicht auf ihre hohen Luftreibungsverluste wird aber häufig Fremdventilation zu Hilfe genommen und zwar entweder mittels eines von der Hauptwelle angetriebenen Gebläses nach Abb. 10 oder auch mit einem durch einen Kurzschlußankermotor elektrisch angetriebenen Belüfter, der bei seitlichem Anbau der Kühler auf oder unter das Gehäuse gestellt wird (s. Abb. 5). Diese Anordnung vermeidet jede zusätzliche Bodenfläche und ergibt den einfachsten Kühlluftkreis mit dem kleinstmöglichen Volumen der eingeschlossenen Luft. Der Belüfter besitzt Lauf- und Leitschaufeln und arbeitet mit 1000 oder 1500 U/min, hat also einen vorzüglichen Wirkungsgrad. Bis zu etwa 60 % der Nennlast braucht er nicht zu laufen, da bis dahin die Ventilatorwirkung des Induktor ausreicht.

## II. Beschreibung einiger Grenzleistungsmaschinen

### *Generator für 40 000 kVA — 3000 U/min*

Für diese Maschine, deren Induktor ohne Kappen in Abb. 6 dargestellt ist, werden folgende Angaben gemacht:

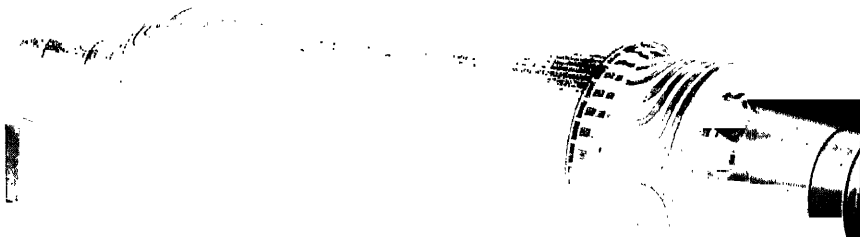


Abb. 6. Induktor eines Generators für 40 000 kVA, 3000 U/min.

Induktordurchmesser 920 mm, Ballenlänge 3200 mm, Induktorgewicht 21,5 t, Beanspruchung an der Bohrung 17 kg/mm<sup>2</sup>, Werkstoff des Schmiedestückes: Chrom-Nickelstahl von Krupp mit 50 kg/mm<sup>2</sup> Streckgrenze; aus Radialproben ermittelt. Kritische Drehzahl 1650 U/min.

### *Generator für 45 000 kVA — 3000 U/min*

Diese für eine Betriebsspannung von 6300 V gebaute Maschine, die in Abb. 7 dargestellt ist, arbeitet seit längerer Zeit im Kraftwerk Fortuna.

### *Generator für 50 000 kVA — 3000 U/min.*

Das Bild der Maschine während der Montage (Abb. 8) zeigt den beschriebenen seitlichen Anbau der Luftkühler und den aufgesetzten

Zusatzventilator. Die Abmessungen des Induktors sind: 1 m Durchmesser, 3,5 m Ballenlänge. Wegen der Verwendung eingesetzter Zähne hat das durch Abb. 9 dargestellte Induktorschmiedestück einen Durch-



Abb. 7. Drehstrom-Turbogenerator für 45000 kVA, 3000 U/min.

messer von nur 720 mm. Es wird eine Aluminiumwicklung benutzt. Die Beanspruchung an der Bohrung beträgt  $19,5 \text{ kg/mm}^2$ . Material des Schmiedestückes: Molybdän-Chromnickelstahl von Krupp mit  $50 \text{ kg/mm}^2$  Streckgrenze; durch Radialproben ermittelt.

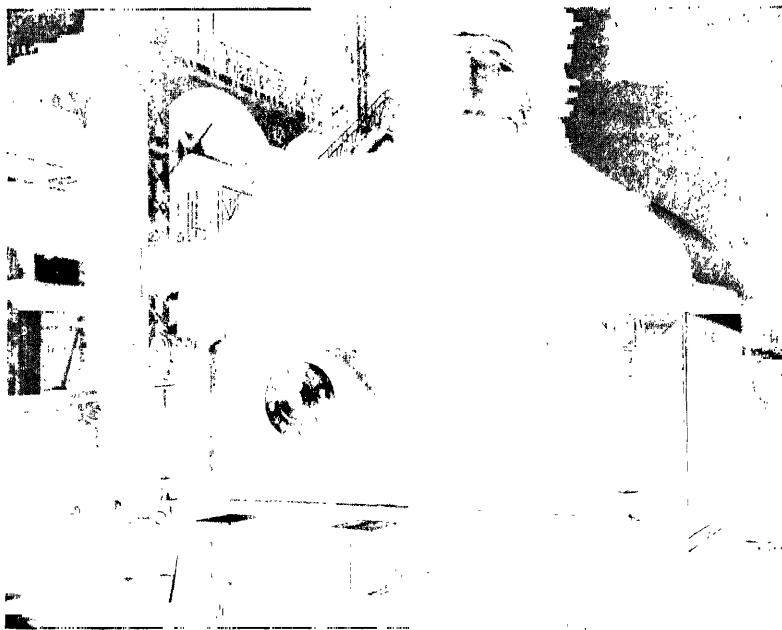


Abb. 8. Drehstrom-Turbogenerator für 50 000 kVA, 3000 U/min.

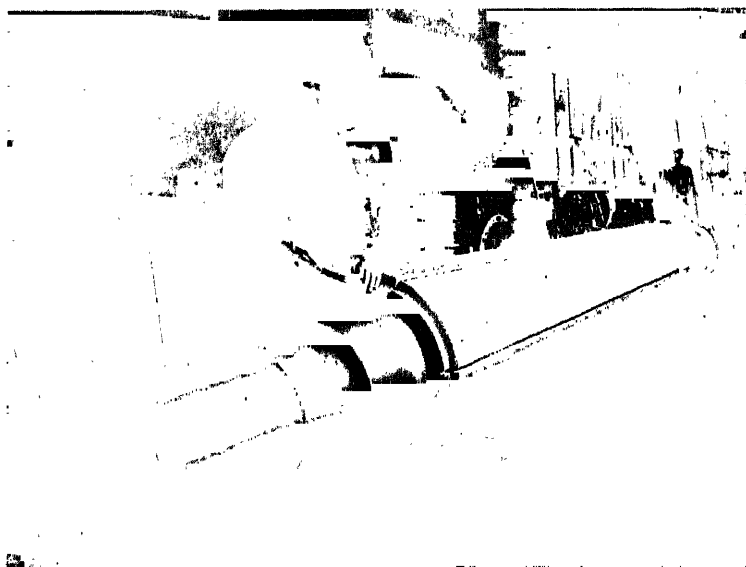


Abb. 9. Induktor eines Generators für 50 000 kVA, 3000 U/min.

### *Generatoren für 100 000 kVA — 1500 U/min*

Abb. 11 und 12 zeigen das Gehäuse mit angebautem Ventilator sowie den fertigen Induktor dieser Maschine, welche im Kraftwerk Zschornowitz zur Aufstellung kommt. Der Induktor ist mit einer durchlaufenden Hohlwelle und aufgeschrumpften Läuferplatten ausgebildet. Die Dämpferwicklung besteht aus unter den Keilen liegenden Flachkupferbändern und Kupferringen. Schleifringspannung 350 V. Die Kappen sind unmagnetisch. Der Induktor hat eine Eisenlänge von 4 m und fast reine Oberflächenkühlung, ohne Luftschlitze in radialer und axialer Richtung.



Abb. 10. Drehstrom-Turbogenerator für 100 000 kVA, 13 000 V, 50 Hz, 1500 U/min.

Die Statorwicklung hat zwei getrennte Zweige, die je für 6500 oder 13 000 V geschaltet werden können. In jeder Nut liegen zwei mit Glimmschutz aus Stanniolstreifen und leitendem Lack ausgerüstete Stäbe.

### **III. Ausblick**

Der Fortbildung der Turbogeneratoren für beträchtlich höhere Leistungen als sie bisher in einer Einheit geschaffen worden sind, steht nach den vorstehenden Darlegungen bei 1500tourigen Maschinen kein grundsätzliches Hindernis im Wege. Dagegen hat der 3000tourige Induktor bei 50 000 kVA seine zeitweilige Grenze erreicht insofern, als Betriebserfahrungen mit Induktoren sehr großer Länge und kritischen Drehzahlen unter der halben Nenndrehzahl noch nicht vorliegen. Da aber die Erfahrungen bei kleineren Maschinen mit ähnlich liegenden kritischen Drehzahlen günstige sind, so dürfte die weitere Hinausschiebung der Grenzleistung unter Verwendung der jetzt zur Verfügung stehenden



Abb. 11. Drehstrom-Turbogenerator für 100 000 kVA, 1500 U/min.

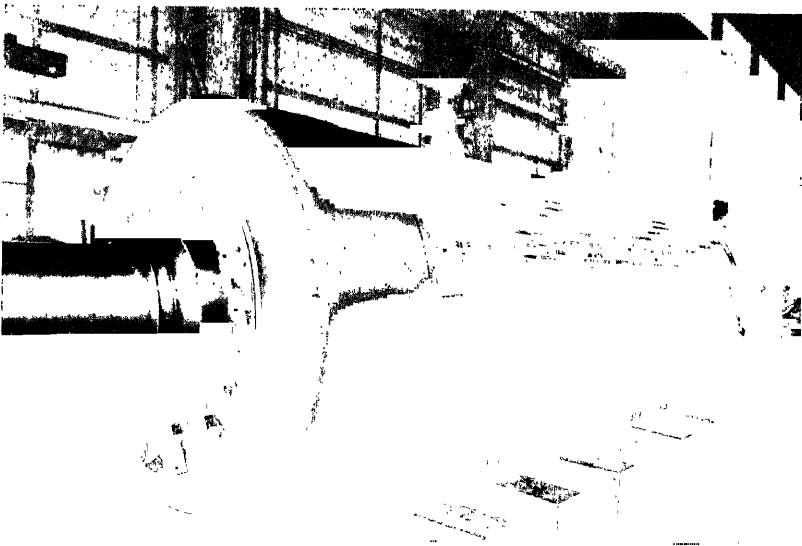


Abb. 12. Induktor eines Generators für 100 000 kVA, 1500 U/min.

Stahlsorten durch weitere Verlängerung, also durch Zulassung einer noch niedrigeren Eigenschwingungszahl erfolgen. Die neue Grenze wird gegeben sein einerseits durch die Präzision der Auswuchtung, anderseits durch die Sicherheit, mit der nachträgliche Spulenverlagerungen, unter Berücksichtigung der axialen Wärmeausdehnung, vermieden werden können. Geht man mit der Ballenlänge bis an die durch die augenblickliche Leistungsfähigkeit der Stahlwerke gesetzte Grenze von 4,5 m bei 1 m Durchmesser, so erhält man eine Grenzleistung von annähernd 70000 kVA. Eine Vergrößerung des Induktordurchmessers kommt, wie gezeigt, erst nach Schaffung einer weiter verbesserten Stahlsorte in Frage. Schließlich könnte man noch an eine Leistungssteigerung durch Zulassung einer höheren Induktorerwärmung denken. Sie setzt die Entwicklung eines wärmebeständigeren Isoliermaterials voraus. Vielleicht deutet hier die jüngst gelungene Schaffung einer neuen Aluminium-Oxyd-Isolation, welche mit steigender Temperatur an Durchschlagsfestigkeit gewinnt, den Weg an, der nach weiterer Vervollkommnung des Materials wird beschritten werden können. Näher als diese Mittel aber liegt die in den Vereinigten Staaten bereits zur Anwendung gekommene Wasserstoffkühlung, denn sie würde nach einwandfreier Überwindung der Abdichtungsschwierigkeiten, insbesondere an den Wellendurchführungen, nicht nur eine Leistungssteigerung infolge verbesserter Kühlung um ca. 30 % erbringen, sondern auch eine Erhöhung des Wirkungsgrades um ca. 1 % und eine größere Beständigkeit des Isoliermaterials wegen des Fortfalles aller Oxydationsvorgänge. Damit erscheint der Bau von Generatoren für etwa 90000 kVA bei 3000 U/min und 225000 kVA bei 1500 U/min in den Bereich der Möglichkeit gerückt. Es darf erwähnt werden, daß es sich bei der Wasserstoffkühlung um eine deutsche Erfindung (*Anschütz-Schuler*, Kiel) handelt, und ihre Vorteile für Turbogeneratoren zuerst im Jahre 1923 im Prüffeld einer deutschen Turbinenfabrik praktisch erwiesen wurden. Es ist zu hoffen, daß auch die europäischen Kraftwerke an der Vervollkommnung dieser mehr als ein Kühlverfahren darstellenden Betriebsweise tätigen Anteil nehmen werden.

## C. Wasserturbinengeneratoren

### I. Grenzbedingungen

In dem REM ist die Vorschrift enthalten, daß Generatoren für Wasserturbinenantrieb während 2 min mit 1,8facher Drehzahl geschleudert werden müssen, ohne daß sich dadurch schädliche Formveränderungen herausbilden dürfen. Die *Schleuderdrehzahl* wird jedoch dann, wenn die *Durchgangsdrehzahl* der Wasserturbine mehr als die 1,8fache Nenndrehzahl beträgt, auf diese Durchgangsdrehzahl erhöht, so daß vielfach die Generatoren eine Schleuderprobe mit 2,2- bis 2,5facher Nenndrehzahl aushalten müssen. Dem Konstrukteur ist damit die Aufgabe gestellt, die Beanspruchungen der Werkstoffe in den einzelnen Konstruktionselementen so zu verteilen, daß sie dieser Durchgangsdrehzahl gewachsen sind. Die 1,8fache Nenndrehzahl entspricht einer 3,24fachen Beanspruchung, die 2,5fache Nenndrehzahl einer 6,25fachen

Beanspruchung gegenüber den Werkstoffbeanspruchungen bei der normalen Betriebsdrehzahl.

Wieweit die Beanspruchungen des Werkstoffes im einzelnen getrieben werden können, muß jeweils gesondert untersucht werden. Die Festigkeit pro Flächeneinheit (Zug-, Druck-, Biegezugfestigkeit usw.) wird im Elektromaschinenbau nicht ausschlaggebend gewertet; größte Beachtung jedoch findet die Streckgrenze, gekennzeichnet durch eine bleibende Dehnung von 0,2% der Länge, da eine Überschreitung dieser Beanspruchung an irgendeiner Stelle des Läufers Verlagerungen und Unbalancen hervorrufen würde. Wenn mit zusätzlichen Beanspruchungen nicht gerechnet werden muß, und wenn auch die Möglichkeit besteht, den Werkstoff an der Stelle und in der Richtung der höchsten Beanspruchungen zu prüfen, so braucht man keine Bedenken zu haben, mit den Beanspruchungen sehr nahe an die Streckgrenze heranzugehen. Gerade bei den höchstbeanspruchten Stellen der Wasserturbinengeneratoren, nämlich den Verbindungsstellen zwischen den Polen und dem Läuferkörper, ist die Bestimmung der Beanspruchung jedoch nach

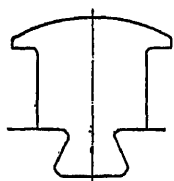


Abb. 13a

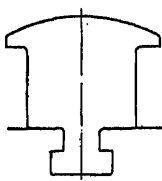


Abb. 13b

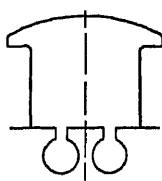


Abb. 13c

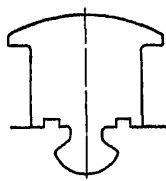


Abb. 13d

Größe und Richtung nicht immer rechnerisch vollkommen einwandfrei nachzuweisen. Die Vielheit der Polbefestigungsformen läßt sich auch nur aus dem Bestreben heraus erklären, die Beanspruchungsverhältnisse möglichst eindeutig zu gestalten (Abb. 13a bis 13d). Aus praktischen Versuchen (Abb. 14a bis 14d) ist zu erkennen, daß es sich bei keinem der drei dargestellten Fälle um reine Zugbeanspruchungen handelt, sondern überall noch zusätzliche Momente auftreten, welche zwar bei der Befestigungsform „d“, bei welcher besondere Vorkehrungen zur Vermeidung von Biegemomenten getroffen werden, fast gänzlich unterdrückt sind.

Die Probe des Werkstoffes erfolgt direkt in der Polwurzel; bei massiven Polen an herausgebohrten Probestäben, bei Blechpolen an Blechprobestreifen in der Beanspruchungsrichtung (Faserrichtung). Bei den Induktorringen erfolgt die Probe radial und tangential in den zur Aufnahme der Pole bestimmten Lücken (Abb. 15).

Bei Teilen, welche außerdem noch dynamischen Beanspruchungen oder Wechselbeanspruchungen ausgesetzt sind, wie dies z. B. bei den Wellen von Einphasenmaschinen der Fall ist, sowie bei Teilen, bei denen keinerlei bleibende Dehnungen auftreten sollen, darf nicht allein die Streckgrenze für die Beurteilung der Beanspruchungsfähigkeit des Materials herangezogen werden; die zulässige Beanspruchung muß abhängig gemacht werden von der Dauerfestigkeit (Dauerbiege-, Zug-,



Abb. 14a



Abb. 14b



Druckfestigkeit usw.) oder von der Dauerstandfestigkeit, von der Proportionalitätsgrenze usw. Ein gewisses Maß für die dynamischen Eigenschaften der Werkstoffe kann auch in deren Kerbzähigkeit erblickt werden.

Da der Durchmesser von Grenzleistungsmaschinen für Wasserturbinenantrieb im allgemeinen mehr als 2900 mm beträgt, ist es erforderlich, daß zum Transport die Pole herausgenommen werden können.

In Abb. 16 ist der Läufer eines der für das Kraftwerk Vermunt gebauten Generatoren für 30000 kVA und 500 U/min gezeigt, dessen

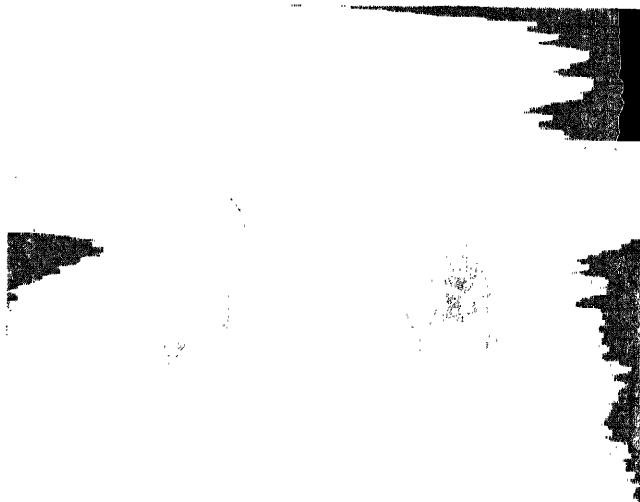


Abb. 14c

massive Pole zum Transport axial herausgezogen werden können. Bei Maschinen von weniger als 500 U/min ist jedoch der Durchmesser häufig auch bei herausgenommenen Polen noch mehr als 2900 mm, so daß bei einteiligen Läuferkörpern auch die Induktorringe zum Transport abgeschrupft und an Ort und Stelle wieder aufgeschrupft werden müssen. Bei dem in Abb. 17 gezeigten Läuferkörper für einen für das Speicherkraftwerk Herdecke gebauten Generator von 40000 kVA bei 300 U/min mußten deshalb die Stahlringe zur Aufnahme der Pole an Ort und Stelle aufgeschrupft werden. Selbst bei sehr großen Generatoren wird jedoch häufig die Bedingung gestellt, daß die schwersten Transportstücke kein größeres Gewicht als oftmals nur 10 t aufweisen dürfen. Diese Forderung hängt meistens mit der Lage der Kraftwerke an schwer erreichbaren Stellen zusammen und erschwert besonders die Läufer-

konstruktion derartiger Generatoren ganz erheblich. Man muß evtl. zu dem Hilfsmittel greifen, den Läufer samt Welle senkrecht zur Achse zu teilen (Abb. 18).

Bei Generatoren mit niedrigerer Drehzahl, bei welchen der Induktor in Segmente geteilt werden kann, sind die Schwierigkeiten geringer. Eine sehr glückliche Lösung zur Überwindung der Transportschwierig-

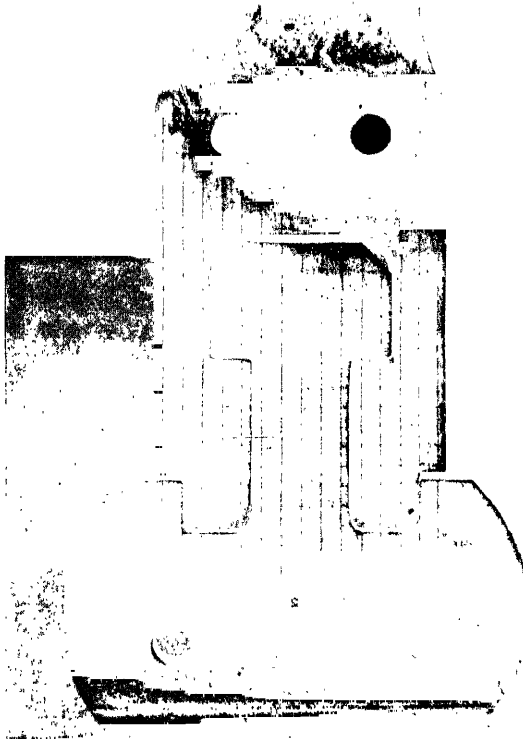


Abb. 14d.

keiten ist aus der Abb. 23 zu ersehen. Bei den Gehäusen macht es im allgemeinen keine Schwierigkeiten, sie in beliebig viele Sektoren zu unterteilen. Dagegen ist die Teilung schwieriger zu beherrschen bei den Tragsternen großer Vertikalmaschinen, da an den Verschraubungsstellen der einzelnen Arme mit dem Lagerhalter starke Momente auftreten. Aus diesem Grunde werden in neuerer Zeit vielfach diese Tragsterne ersetzt durch Tragbrücken, welche durch ihre günstigeren Verladeabmessungen einteilig sein können.

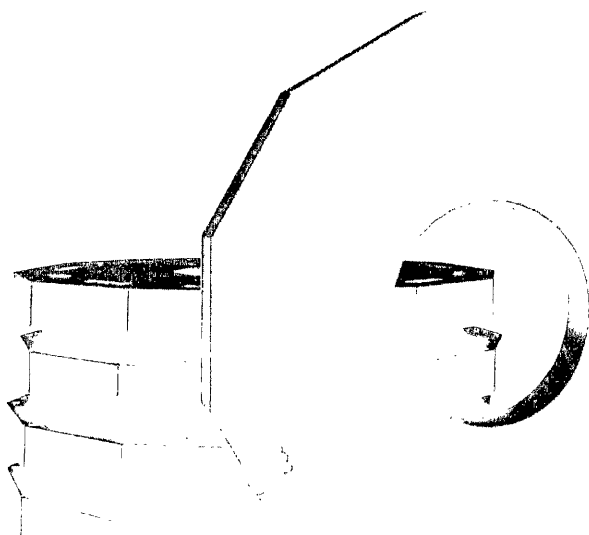


Abb. 15.

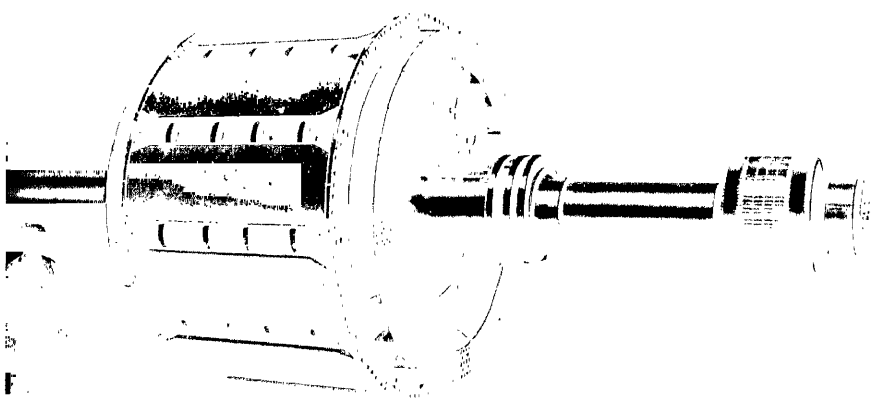


Abb. 16.

Die Kühlung der Wasserturbinengeneratoren ist ähnlich wie diejenige für Turbogeneratoren. Nur bei Umfangsgeschwindigkeiten unter ca. 40 m/s bedarf es besonderer Mittel, um die Kühlluft abzusaugen. Bei vertikaler Aufstellung der Generatoren kann die Frischluft normalerweise nur von unten her zugeführt werden. Bei großer Eisenbreite ergäbe sich jedoch eine stark einseitige Kühlung, wenn nicht ein Teil der Frischluft auch von oben in die Maschine hineingeführt würde. In Abb. 20

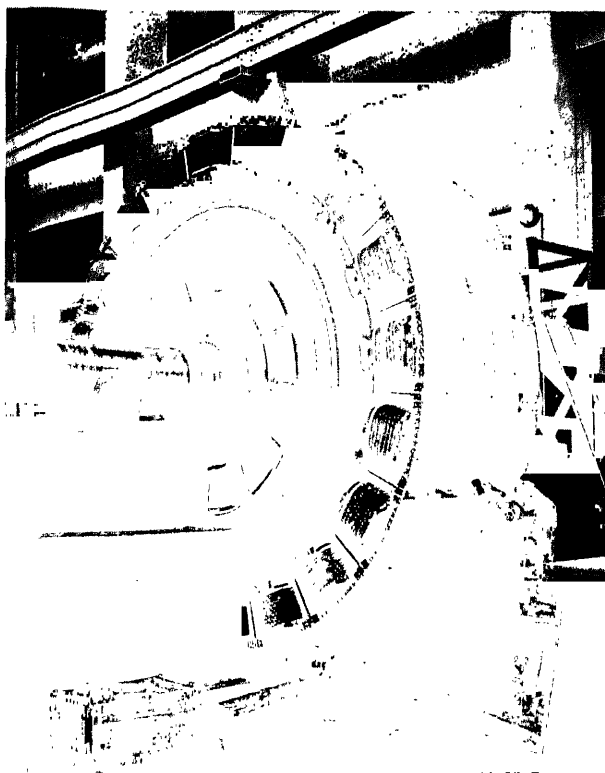


Abb. 17.

ist gezeigt, wie dies z. B. im Prinzip geschehen kann. In Abb. 19 und 21 ist gezeigt, wie die Luftführung bei den Generatoren für das Shannon-Kraftwerk Ardnacrusha erfolgt.

## II. Nachstehend seien einige Grenzleistungs-Generatoren kurz beschrieben

### 1. Drehstromgenerator 40 000 kVA, 300 U/min. für das Speicherkraftwerk Herdecke

Der Generator besitzt horizontale Welle und ist zweilagerig. Die Erregermaschine sitzt auf der Hauptwelle zwischen Läuferkörper und Lager. Sie konnte nicht am Wellenende fliegend angeordnet werden,

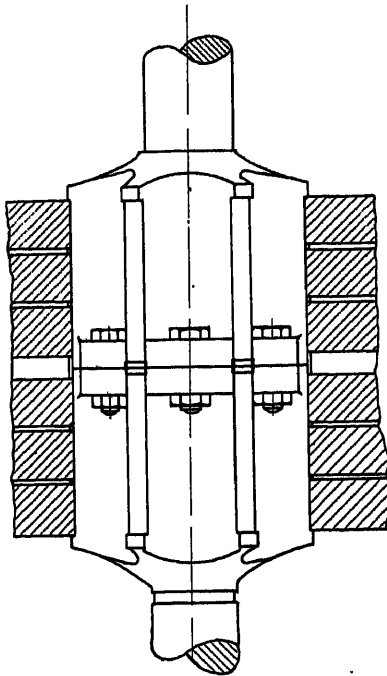


Abb. 18.

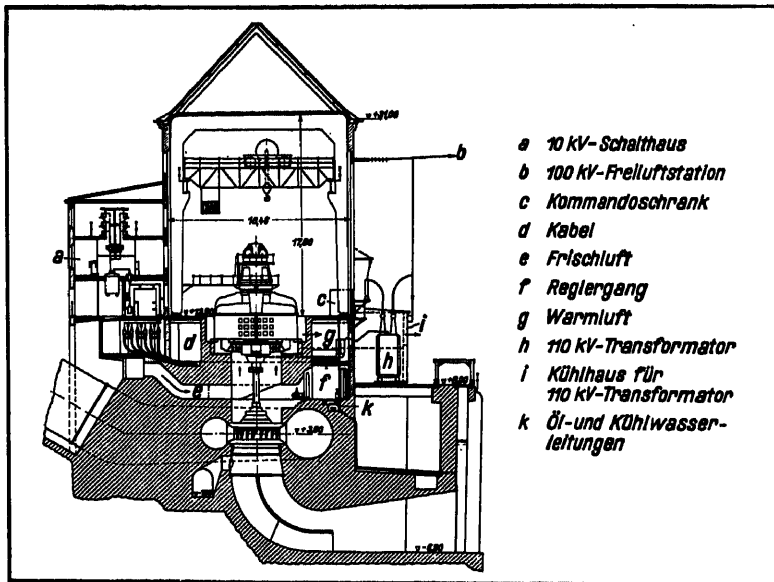


Abb. 19.

da an dem einen Wellenende die angeschmiedete Flanschkupplung für das freiliegende Turbinenrad, auf dem anderen Ende die konisch aufgesetzte Pumpenkupplung angebracht sind. Der Generator ist vollkommen gekapselt und hat Eigenventilation mit Luftdruckkühlung.

Das Gehäuse hat Zweischicht-Formspulenwicklung (Abb. 22), welche auf einfache Weise gegen Kurzschlußkräfte versteift ist. Die massiven Pole mit lamellierten Polschuhen haben Schwalbenschwanzbefestigung und werden in Stahlringen, welche auf eine Stahlgußgabel aufgeschraubt

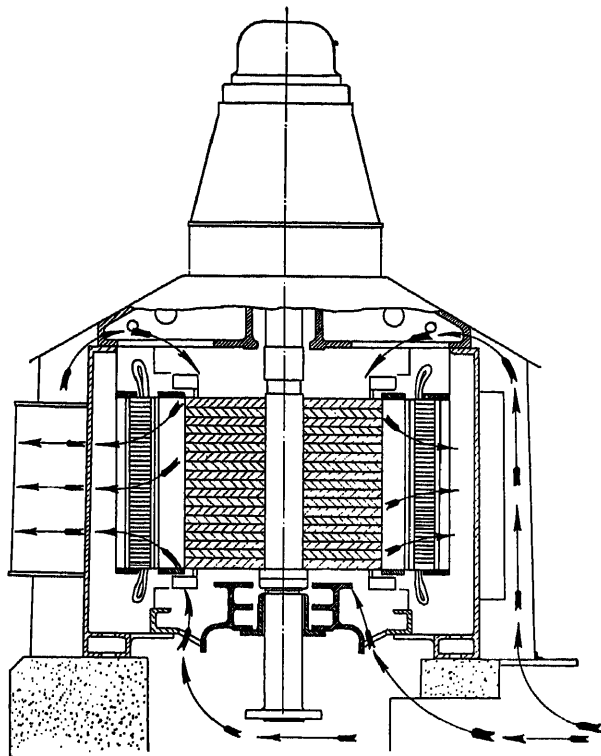


Abb. 20.

sind, gehalten (Abb. 17). Die Flachkuperläuferspulen sind so gewickelt, daß jede zweite Windung hervorsteht, wodurch eine besonders gute Kühlung erreicht wird.

## 2. Drehstromgenerator 32500 kVA, 75 U/min. (Abb. 23) für das Kraftwerk Ryburg-Schwörstadt

Die Generatoren sind vertikal geschlossener Bauart und zur Kupplung mit Kaplan turbine, also mit Hohlwelle ausgeführt. Das Polrad ist achteilig und besteht aus zwei übereinanderliegenden Rädern, die jeweils diametral in vier Teile geteilt sind. Das gußeiserne Gehäuse ist achteilig,

desgleichen der Fundamentring. Das Gesamtgewicht des Läufers allein beträgt 250 t, der obere Tragstern, auf welchem das Spurlager steht, ist zur Aufnahme einer Gesamtbelastung von 900 t bemessen.

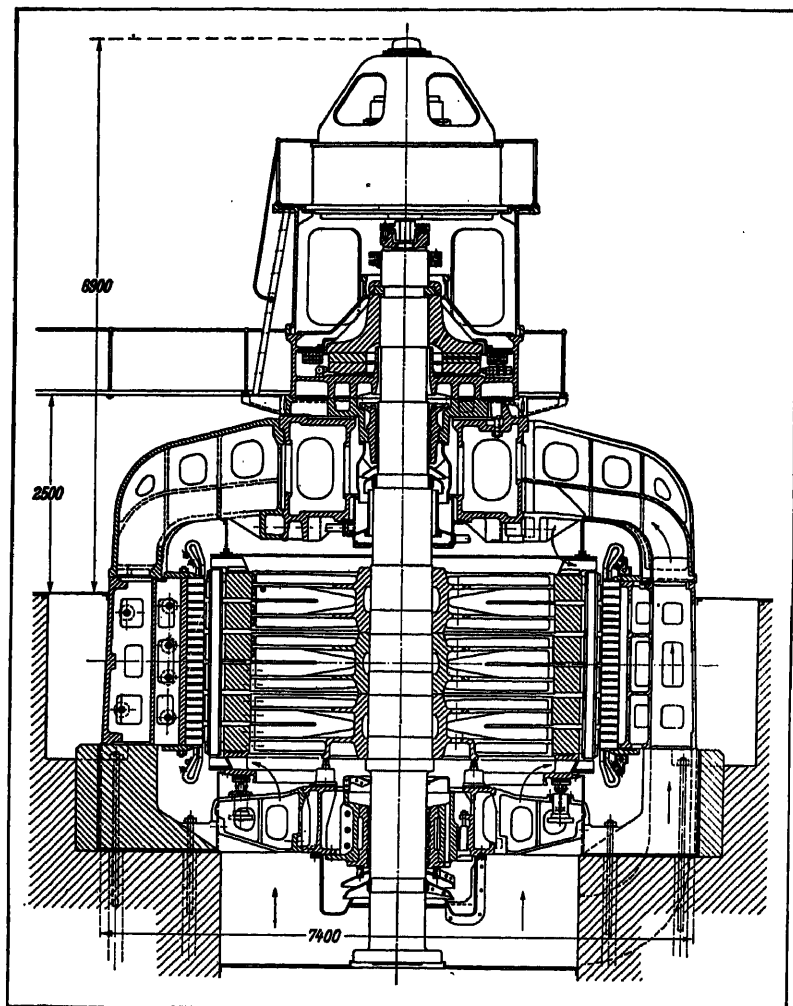


Abb. 21.

3. Gleichstromdoppelmachine 12000 kW bei 250 U/min. (Abb. 24) für das Stickstoffwerk Rjukanfos, Kraftwerk Vermork

Die beiden Gleichstrommaschinen von je 6000 kW stehen auf einer gemeinsamen Grundplatte. Die Kollektoren der Maschinen liegen nach innen und können von einer Treppe mit Bedienungsgang beobachtet werden. Die Maschinen sind bis auf den Kollektor gekapselt. Die Welle

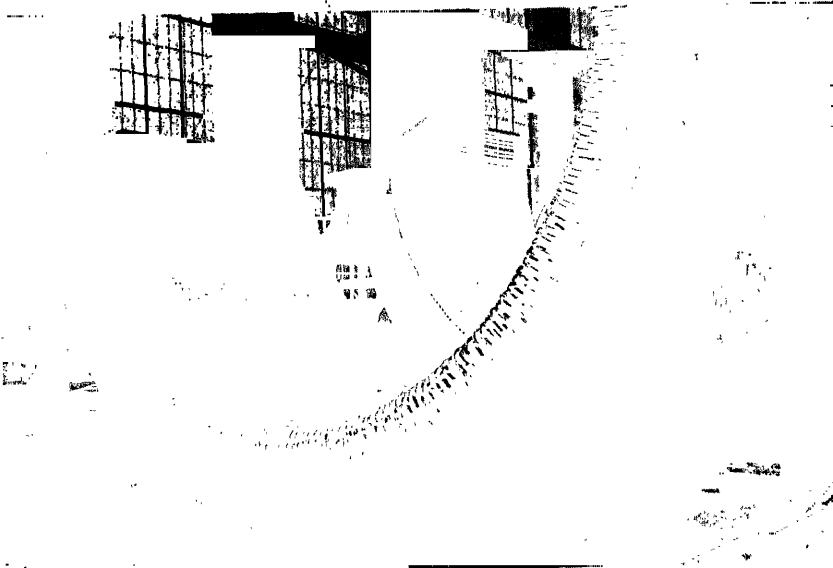


Abb. 22.

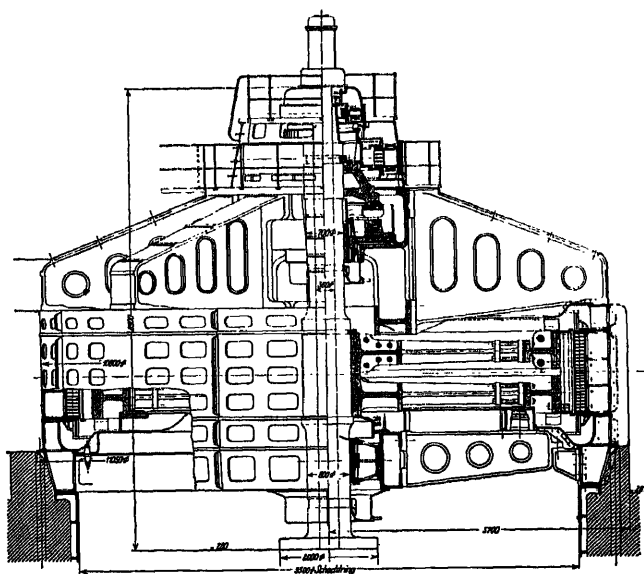


Abb. 23.



ist dreiteilig; jeder Anker kann einzeln ausgetauscht werden. Der Kommutator ist 2teilig. Um bei der größten Umfangsgeschwindigkeit des Ankers, die 100 m/s beträgt, den Armstern des Ankers von der Fliehkraft des in Schwalbenschwänzen festgehaltenen Blechkranzes und von den Zusatzspannungen durch Erwärmung freizuhalten, sind mehrere Ringe aus SM-Stahl auf den Armstern aufgeschrumpft, welche die von dem Blechkranz ausgeübten Kräfte aufnehmen (Abb. 25).

#### 4. Drehstromgenerator 30000 kVA für 150 U/min. (Abb. 19) für das Shannon-Kraftwerk Ardnacrusha

Der Generator ist vertikal geschlossener Bauart. Das Läuferrad setzt sich aus 3 Naben zusammen, deren jede 2 aufgeschrumpfte Ringe

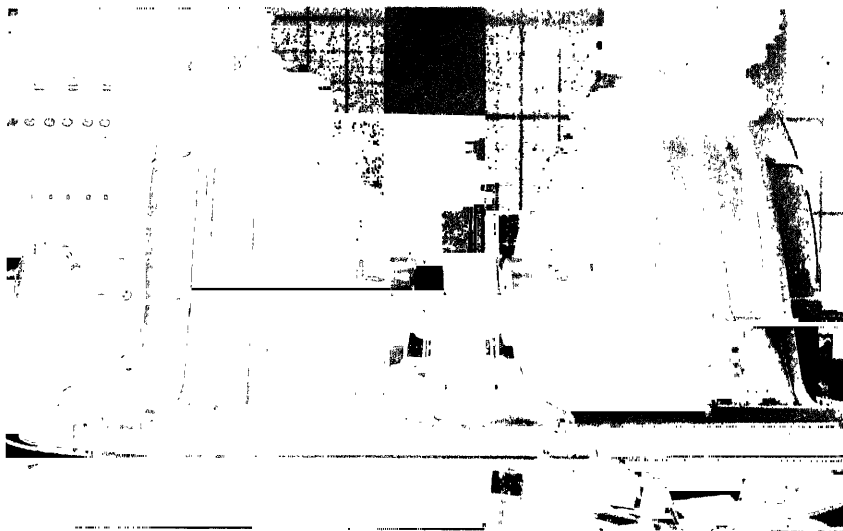


Abb. 24.

aus legiertem Stahl tragen. Die Pole sind aus Blechen geschichtet und gegen die Fliehkraft durch Schrauben gehalten.

Das gußeiserne Gehäuse ist vierteilig. Das Gesamtgewicht der Maschine beträgt rd. 380 t, das Gewicht des Läufers allein 195 t. Das Spurlager hat betriebsmäßig eine Belastung von 520 t aufzunehmen.

Bei der Entwicklung der Generatoren für Wasserturbinenantrieb sind bestimmte Leistungsgrenzen heute noch nicht abzusehen. Sofern es möglich sein wird, die Forderung nach Prüfung der Generatoren mit voller Durchgangsdrehzahl der Wasserturbinen einzuschränken, macht der Bau von wesentlich größeren Generatoren als die heutigen Grenzleistungsmaschinen mechanisch keine erheblichen Schwierigkeiten. Die Probleme, mit denen man sich heute beschäftigt, sind die Frage der Kühlung mit Wasserstoff, ebenso wie bei den Turbogeneratoren, ferner die

Frage der Aufstellung großer Generatoren in nicht überdeckten Räumen, um durch Ersparnisse im Krafthausbau der Wasserkraftanlagen die Ausnützung der Wasserkräfte noch wirtschaftlicher zu gestalten.

#### D. Kolbenmaschinen-Generatoren

Der Ausbildung der Großgasmaschine als doppeltwirkende Viertakt-Tandem- und als Zwillingsstandemmaschine ist in den letzten Jahren die Entwicklung des Dieselmotors zur doppeltwirkenden Zweitaktmaschine



Abb. 25.

gefolgt. Die Verbesserung der Werkstoffe und die Erforschung der mechanischen und thermischen Probleme des Dieselmotors, insbesondere der Spülung, waren die Vorbedingung für diesen Fortschritt gewesen. Erst hierdurch ist es möglich geworden, große Leistungen in Maschinen von beherrschbaren Abmessungen zu erzeugen und den Dieselmotor als Spitzenkraftmaschine auch für große Stromnetze zu verwenden. Dabei hat sich als Vorteil der doppeltwirkenden Zweitaktmaschine ergeben, daß als Folge der gleichmäßigen Drehkraftlinie, welche diese Bauart ergibt, die für die Regelung der Kraftmaschine und für das

Parallelschalten erforderlichen Schwungmassen soweit verringert werden können, daß diese Massen ohne Schwierigkeit nur im Läufer des Generators untergebracht werden können. Dies wirkt wiederum günstig auf die Lage der Torsionseigenschwingungszahlen ein, die infolge der verringerten Schwungmassen so gelegt werden können, daß die Betriebsdrehzahl hinreichend weit *unterhalb* der niedrigsten kritischen Torsionsdrehzahl bleibt, was für den Betrieb, insbesondere für das Parallelschalten, von Vorteil ist.

Durch seine Eigenschaft, in wenigen Minuten angefahren und auf volle Leistung gebracht werden zu können, ist der Dieselmotor die gegebene Maschine als schnell verfügbare Reserve zur Deckung der Spitzenleistung in Dampfgroßkraftwerken oder in Wasserkraftanlagen, soweit nicht die Spitzendeckung durch Speicherwerke erfolgen kann. Aber auch dem rasch steigenden Strombedarf kann gelegentlich durch den Bau von Dieselanlagen billiger und schneller entsprochen werden als durch eine Erweiterung des Kraftwerkes.

Der bisher größte Dieselmaschinensatz ist von der Firma Blohm & Voß, Hamburg, gemeinsam mit der Maschinenfabrik Augsburg-Nürnberg für die Hamburgischen Elektrizitätswerke A.-G. ausgeführt worden.

Die Leistung des Antriebsmotors ist 15000 PS bei 94 U/min., die Generatorleistung ist 13000 kVA  $\cos \varphi = 0,8$ . Der Dieselmotor ist als doppelt wirkende Zweitaktmaschine mit 9 Arbeitszylindern ausgeführt. Zwei gesondert aufgestellte, elektrisch angetriebene Turbogebälse liefern die erforderliche Spülluft. Der mit dem Dieselmotor direkt gekuppelte Drehstromgenerator ist der größte bisher für Dieselantrieb gebaute Generator. In Abb. 26 ist der Generator bei abgenommenen Seitenschildern dargestellt. Bei der geringen Drehzahl und dem für den Dieselmotor geforderten Schwungmoment von 2200 t/m<sup>2</sup> ergibt sich eine Eigenschwingungszahl für den Generator, die über dem einfachen Umdrehungstakt des Dieselmotors liegt. Eingehende rechnerische und konstruktive Untersuchungen haben ergeben, daß durch entsprechende Dimensionierung des Generators *ohne erforderliches Zusatzrad* die Eigenschwingungszahl der Maschine bis unter den Umdrehungstakt verlegt werden könnte, für den Fall, daß der Bereich über dem einfachen Umdrehungstakt durch andere höherentourige Maschinen gesperrt wäre. Bei der verhältnismäßig geringen Überdrehzahl von 20 % lassen sich die geforderten Schwungmomente ohne Schwierigkeiten unterbringen. Die durchgeführten Entlastungsversuche haben bei plötzlicher Entlastung von Nennlast auf Leerlauf einen Drehzahlanstieg von nur 14,5 % ergeben. Der Generator ist mit einer kräftigen Dämpferwicklung ausgerüstet, die ein einwandfreies Synchronisieren sowie einen ungestörten Parallelbetrieb bei dem bei Teillasten etwas unruhigeren Lauf des Dieselmotors und stärkerer Annäherung der Eigenschwingungszahl an den Umdrehungstakt gewährleistet. Zur Erzielung eines leichten Anlaufes sind die beiden Generatorlager mit Druckölentlastung ausgestattet. Die Maschine erreicht im Leerlauf nach max. 2 min. die volle Drehzahl. Im übrigen entspricht der Generator den normalen Bedingungen, wie sie bei Großgeneratoren mit Rücksicht auf Isolation, Verluste, Erwärmung,

Kurzschlußfestigkeit, Regulierung und Betriebssicherheit sowie Transportfähigkeit gefordert werden. Eine ausführliche Beschreibung des Generators ist in der Elektrotechnischen Zeitschrift 1927, H. 18, enthalten. Zu erwähnen wäre noch, daß die direkt gekuppelte Erregermaschine als Isthmusmaschine ausgeführt ist, die eine stabile Regulierung im Nebenschlußkreis der Erregermaschine bei geringsten Verlusten und kleinsten Reglern ermöglicht. Die beim Zusammenarbeiten mit Dieselmotoren oft erhebliche Gefahr der Verschmutzung des Generators wird durch eine vollkommene, geschlossene Ringlaufkühlung unterbunden.

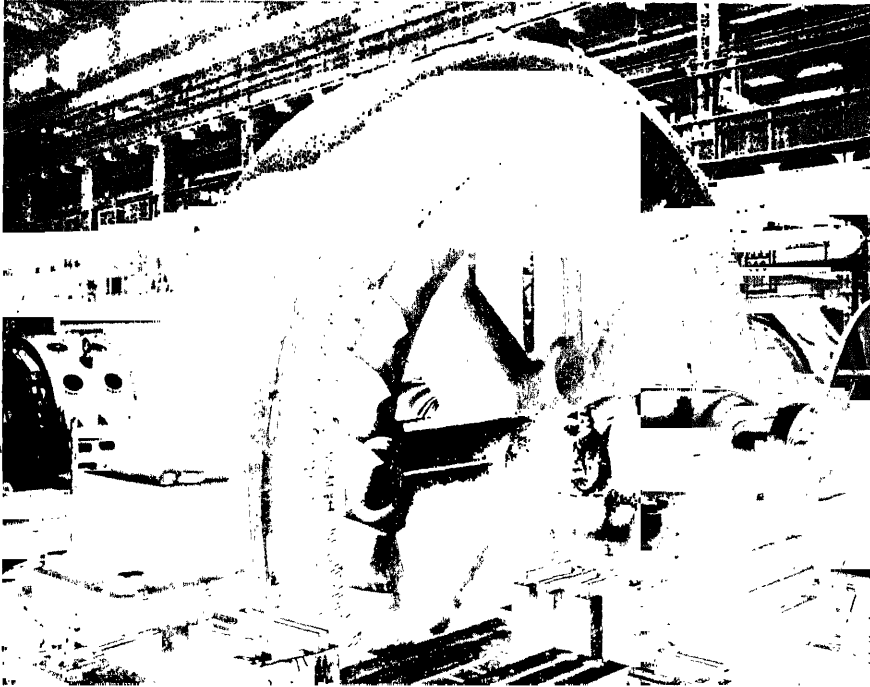


Abb. 26. Drehstromgenerator Neuhof 13000 kVA  $\cos \varphi = 0,8$ . 6300 V 50 Hz 94 U/min. mit abgenommenen Seitenschildern auf dem Prüffeld.

Für die weitere Entwicklung sind die Fortschritte im Großdieselmotorenbau ausschlaggebend. Die Ausführung der zugehörigen Generatoren bietet auch für noch weit höhere Leistungen keine Schwierigkeiten mehr. Mit den rasch wachsenden Großkraftwerken geht zwangsläufig die Steigerung der Leistung der Dieselmachinesätze, besonders in ihrer Verwendung zur Deckung der Spitzenleistungen. Daß noch wesentlich höhere Leistungen erzielbar sind, zeigt die Ausführung für die Märkischen E. W. Hennigsdorf (10-Zylinder-2-Takt-Dieselmotor zum Antrieb eines Drehstromgenerators für 11000 kVA  $\cos \varphi = 0,75$ ), wo bereits die 10000 PS-Grenze bei der wesentlich höheren Drehzahl von 214 U/min. überschritten wurde.

Bei diesen Grenzleistungen, die zwar für Generator und Motor schon nach wenig mehr als 2 h Betriebszeit in allen Teilen der Maschine dem Dauerbetriebszustand entsprechen, muß allerdings bei der Wahl der Drehzahl auf den hohen Verschleiß beim Dieselmotor Rücksicht genommen werden. Man wird daher bei gleichen Leistungen bei Maschinen für Dauerbetrieb die Drehzahl tiefer halten, als bei Spitzenleistungsmaschinen mit nur kurzen Betriebszeiten.

### E. Schutzeinrichtungen

Die Steigerung der in einer Einheit zusammengefaßten Generatorleistung bringt es mit sich, daß sich Ausfall und Beschädigungen von Großgeneratoren finanziell besonders stark auswirken. Man ist daher bestrebt, den Umfang von Schäden und damit die Dauer des Ausfalles eines Generators möglichst gering zu halten. Diesem Zweck dienen verschiedenartige Schutzeinrichtungen, deren Anwendung infolge ihrer komplizierten und kostspieligen Ausgestaltung meist nur bei Großgeneratoren wirtschaftlich vertretbar ist.

#### 1. Kurzschlußschutz für außenliegende Fehler.

Gegen Überlastung bei außerhalb des Generators liegenden Kurzschlüssen wird Überstromschutz in verschiedenen Ausführungen angewendet. Der meistverbreitete Schutz durch Überstromzeitrelais bietet den Nachteil, daß gerade die schwersten in der Nähe der Generatoren liegenden Kurzschlüsse erst nach der längsten Zeit abgeschaltet werden. In Netzen, die mit neuzeitlichen widerstandsabhängigen Relais ausgerüstet sind, werden deshalb mit Vorteil die Maschinenschalter bzw. — wenn Generator und Transformator eine Einheit bilden — die überspannungsseitigen Transformatorenschalter mit derartigen Relais versehen.

#### 2. Kurzschlußschutz für innenliegende Fehler

Um bei innerhalb des Generators liegenden Fehlern — unabhängig von der zwangsläufig gegebenen Zeitstaffelung des gesamten Netzes — den Generator in kürzester Zeit abzuschalten, bedient man sich des Differentialschutzes. Er beruht darauf, daß die Ströme am Anfang und Ende der Generatorwicklung miteinander verglichen werden. Tritt im Generator ein Kurzschluß auf, so fließt ein Differenzstrom, der über ein Stromrelais den Schalter auslöst. Bilden Generator und Transformator eine Einheit, so kann man auch den Transformator mit in den Schutz einbeziehen.

Da durch die angeführten Einrichtungen im allgemeinen nur Kurzschlüsse erfaßt werden, ist eine Reihe von Sonderschaltungen entwickelt worden, die den Generator auch bei anderen Fehlerarten abzuschalten vermögen. Verbreitet sind:

#### 3. Erdschlußschutz

Von allen im Generator möglichen Fehlerarten ist der Erdschluß (Gestellschluß), bedingt durch den Aufbau des Generators, die häu-

figste Fehlerart. Bilden Generator und Transformator eine Einheit, was bei Großgeneratoren üblich ist, so kann Erdschluß innerhalb des Generators dadurch erfaßt werden, daß der Nullpunkt über einen Widerstand geerdet und in diesen Kreis ein empfindliches Überstromrelais gelegt wird. Mit dieser Anordnung können Fehler im Bereich von etwa 80 % der Wicklung erfaßt werden.

Fehler im ganzen Bereich der Wicklung zu erfassen, gestatten zwei Lösungen, bei denen dem Nullpunkt eine konstante Hilfsspannung aufgedrückt wird, so daß bei jeder Lage des Erdschlusses der Erdschlußstrom noch hinreichend groß ist, um ein Relais zu betätigen.

#### 4. Windungsschlußschutz

Unter Windungsschluß versteht man den Stromübergang zwischen zwei Stellen der gleichen Wicklungsphase. Infolge des Aufbaues moderner Großgeneratoren ist diese Fehlerart zwar sehr selten. Da sie aber wegen der Einbettung der Wicklung in das Eisen besonders gefährlich ist und durch die anderen Schutzarten nicht erfaßt wird, ist ein besonderer Schutz hierfür entwickelt worden. Mit Hilfe einer sog. Stütz-drossel (System *Bauch*) wird ein künstlicher Nullpunkt geschaffen, gegen den sich bei Windungsschluß der Generatormullpunkt verschiebt, wobei durch den Ausgleichsstrom ein Relais betätigt wird.

#### 5. Entregung

Fehler in Generatoren zeichnen sich vor Fehlern in allen anderen Apparaten dadurch aus, daß ihre schädlichen Wirkungen auch nach Abschaltung vom Netz noch bestehenbleiben. Bei Abschaltung des Generators vom Netz muß also die Erregung in möglichst kurzer Zeit möglichst weit geschwächt werden. Die Entregung geschieht durch plötzliche Vergrößerung des Widerstandes im Erregerkreis und nachfolgende Unterbrechung des letzteren durch Abschalten und Kurzschließen der Nebenschlußerregewicklung oder durch sog. Schwingentregung. Bei der letzteren findet bei entsprechender Widerstandskombination durch kurzfristige Umkehr des Erregerstromes auch eine Beseitigung der Remanenzspannung statt.

#### 6. Brandschutz

Etwa entstandene Brände in Generatoren werden auch nach allseitiger Abschaltung noch durch die künstliche Belüftung angefacht. Die auf innere Fehler ansprechenden Schutzarten werden deshalb dahin erweitert, daß sie außer der Abschaltung und Entregung auch noch einen Brandschutz in Tätigkeit setzen, wobei meist Kohlensäure in den Generator geblasen wird.

### Résumé

Après un examen succinct au point de vue économique, qui commande une augmentation de la puissance des génératrices de centrales d'énergie, on en arrive à la discussion des conditions-limites, imposées à ces génératrices, tant au point de vue mécanique qu'au point de vue électrique.

Les limites mécaniques sont imposées par les efforts limites qui peuvent supporter actuellement les matériaux, et par les possibilités de transport, les limites électriques par les limites de charge spécifique, produisant le maximum d'échauffement admissible et par l'action de l'utilisation sur le réseau.

La puissance maximum des turbogénérateurs est déterminée en ordre principal par les conditions mécaniques et thermiques dans lesquelles travaille l'inducteur.

Le facteur prépondérant, au point de vue mécanique des machines bipolaires est la tension au creux axial. On représente cette tension pour différents diamètres, par un réseau de courbes.

On constate que pour l'acier au nickel, dont la limite d'élasticité est de  $50 \text{ kg/mm}^2$ , le diamètre limite est de 1000 mm. Pour l'acier au nickel, de  $37 \text{ kg/mm}^2$  la limite est de 875 mm.

L'épreuve que subissent les pièces forgées clôt l'examen métallurgique par des essais divers, par le contrôle photographique des parois entières et un essai magnétique renseignant les fautes de forgeage, décrit plus particulièrement.

La puissance électrique se limite à 14 600 kW par mètre de longueur, pour des raisons tant magnétiques que thermiques, soit 50 000 kW pour une longueur de 3,40 m, ce qui correspond à une vitesse critique de 1650 t/m. Pour de l'acier au nickel trempé, avec un diamètre de 875 mm, on trouve pour une vitesse critique identique, une puissance limite de 3500 kW. On exécute les inducteurs des machines à quatre pôles, soit à tambour, soit à plaques. Le modèle à tambour, à pièces polaires rapportées voit limiter son diamètre à 2 m par l'impossibilité où se trouve l'industrie de fournir des lingots de plus d'environ 4 m, et il y correspond une puissance d'environ 125 000 kW, avec un inducteur pesant 110 t. La construction à disques permet des longueurs et des puissances plus grandes, et seules les conditions de transport y imposent des limites. Par exemple, une longueur de 5,50 m permet la production de 170 000 kW.

Dans les projets d'enroulements pour stators, on n'est limité en principe par la sûreté de l'isolement ni par l'échauffement.

Il est possible d'atteindre des tensions de 24 000 V sans inconvénient au point de vue de la puissance. La description de quelques réalisations nouvelles comprend en particulier celle de machines à 3000 t/m de 50 000 kW et de machines à quatre pôles de 100 000 kW, avec application de divers modes de ventilation, tant extérieure, que supplémentaire.

En considérant le développement ultérieur, on entrevoit la possibilité de faire croître la puissance des machines à 3000 tours jusqu'à la limite imposée par l'emploi des pièces forgées soit environ 70 000 kW de même qu'une augmentation supplémentaire pourra s'obtenir par l'emploi de refroidissement à l'hydrogène grâce à laquelle on pourrait atteindre une puissance de 90 000 kW pour 3000 t/m et de 225 000 kW pour 1500 t/m.

La puissance limite des turbogénératrices hydrauliques dépend surtout du fait qu'elles sont obligées de tourner à la même vitesse que les turbines.

La choix des matériaux, et la construction mécanique de pareilles machines sont succinctement examinés, dans les cas des diverses constructions des rotors.

Il est fait mention de quelques machines à puissance limite rapidement décrites, en particulier des génératrices à champ tournant, à

40 000 kW	de 300 t/min
32 500 „	„ 75 „
30 000 „	„ 150 „

De même qu'une machine jumelée à courant continu  
à 12 000 kW de 250 t/min.

Des génératrices actionnées par des machines à piston, en particulier par des Diesels, ont des dimensions limitées par la motrice. Le rapport contient la description des générateurs

à 13000 kW de 94 t/min  
et 11000 „ „ 214 „ .

La construction d'unités plus grandes ne présente pas de difficultés.

Enfin, on examine rapidement les installations de protection nécessaires pour de grandes génératrices.

Dieser Bericht entstand unter Mitarbeit von:

Dr. *F. Müllner*, Berlin

*M. Neustätter*, Berlin-Steglitz

Dipl. Ing. *L. Roebel*, Mannheim

Obering. Dr. *E. Sommer*, Dresden

Ing. *J. Tittel*, Berlin.



Belgique

## Le court-circuit des alternateurs de grande puissance

Comité Belge

*Ing. R. Brosens*

Le but du présent exposé est d'attirer l'attention sur les deux points suivants:

1. L'intérêt que présente pour l'exploitant la connaissance de la loi de variation des courants de court-circuit que peuvent débiter les alternateurs d'une centrale, dans différentes circonstances, depuis le moment de la mise en court-circuit brusque, jusqu'à celui où les conditions de court-circuit permanent sont atteintes.

2. Le danger de surtension qui existe en cas de court-circuit dissymétrique d'un alternateur.

### Surintensités de court-circuit

Comme nous le montrons plus loin, certaines valeurs particulières du courant de court-circuit débité par un alternateur, peuvent se calculer d'une façon simple et approchée, suffisante pour les besoins de la pratique.

Ce sont: la valeur initiale et la valeur finale ou de court-circuit permanent.

Quoique la connaissance de ces valeurs particulières ait une grande importance pour le calcul des effets dynamiques et thermiques des courants de court-circuit et pour l'étude de la stabilité des systèmes, il importe également de connaître la loi de variation du courant débité dans la période transitoire, et notamment pour le calcul rationnel de la capacité de rupture des disjoncteurs.

Rappelons brièvement les phénomènes de surintensité accompagnant la mise en court-circuit des alternateurs.

Considérons un alternateur polyphasé fonctionnant à son régime normal de pleine charge, défini par un voltage aux bornes  $V$ , une vitesse  $N$ , un courant débité  $I_n$ , et un facteur de puissance  $\cos \varphi$  déterminé.

Si nous négligeons les résistances devant les réactances, nous obtenons, pour ce régime normal, le diagramme vectoriel de la figure 1.

Sur ce diagramme:

$E_0$  représente la tension à circuit ouvert correspondant au courant d'excitation normal  $i_e$ .

$E$  la f. e. m. engendrée par le flux d'entre-fer.

$X_r$ , la réactance fictive remplaçant l'effet de la réaction d'induit.

$X_f$ , la réactance de fuite de l'induit.

$X_s$ , la réaction synchrone.

Soumettons cet alternateur à un court-circuit symétrique brusque. On sait que des deux composantes  $X_r$  et  $X_f$  de la réactance synchrone  $X_s$ ,

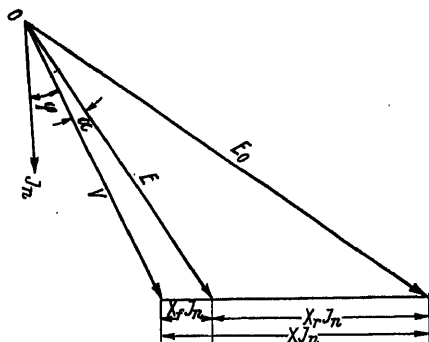


Fig. 1.

seule la réactance de fuite  $X_f$  est instantanée en son action, tandis que la réactance de réaction d'induit prend un certain temps pour se développer.

Il s'en suit que, pendant les premiers instants, le flux dans l'induit reste constant, la tension induite agissante est la f. e. m.  $E$ , et le courant débité n'est plus déterminé que par la réactance de fuite de l'induit. En réalité, la réactance à considérer, que nous appellerons réactance transitoire  $X$  de l'alternateur, est légèrement différente de la réactance de fuite de l'induit, à cause de l'induction mutuelle entre les enroulements induit et inducteur. Le courant initial de court-circuit devrait donc avoir la valeur  $I_s$  dénommée courant de court-circuit initial symétrique, et définie par :

$$I_s = \frac{E}{X}, \quad (1)$$

n'était la restriction exposée ci-dessous.

Dans un circuit présentant de la self, le courant ne peut passer d'une valeur déterminée à une valeur différente, d'une façon brusque et instantanée, c'est-à-dire que la courbe du courant en fonction du temps, ne présentera jamais de ressaut vertical. Il naît notamment dans le circuit, au moment où un changement intervient dans ses conditions de fonctionnement (ouverture, fermeture, court-circuit) une composante de courant telle, que le courant résultant ait, à ce moment, la valeur du courant qui existait dans le circuit. Ainsi, dans notre cas, au moment du court-circuit (temps  $e$ ), le courant de l'induit ne passera pas instantanément de sa valeur  $I_n$  à  $I_s$ , mais gardera sa valeur  $I_n$ , et cela grâce à la superposition au courant  $I_s$  d'un courant continu  $i_c$ , rapidement amorti d'ailleurs, et tel qu'au moment considéré (temps  $\theta$ ):

$$(i_n)_\theta = (i_s)_\theta + i_c, \quad (2)$$

$(i_n)_\theta$  et  $(i_s)_\theta$  représentant les valeurs instantanées de  $I_n$  et  $I_s$  au temps  $\theta$ .  
Or,  $I_s = \frac{E}{X}$  est en retard de phase de  $90^\circ$  sur  $E$ , et  $I$  est décalé par rapport à  $E$  d'un angle  $(\varphi + \alpha)$  (fig. 1) dépendant, pour une machine déterminée, du facteur de puissance de la charge. Il en résulte qu'à cause de l'égalité (2)  $i_s$  dépend de la valeur instantanée  $(e)_\theta$  de  $E$  au moment du court-circuit.

A partir de l'instant où se produit le court-circuit, l'allure des phénomènes devient très compliquée par suite de l'induction mutuelle entre l'induit et l'inducteur. Cette induction mutuelle donne naissance:

- a. A un accroissement rapide du courant continu de l'inducteur;
- b. à un courant alternatif de fréquence fondamentale dans l'inducteur;
- c. à des harmoniques supérieurs de courant, tant dans l'inducteur que dans l'induit.

Ces effets de l'induction mutuelle entre inducteur et induit, s'expliquent par les considérations suivantes.

En conditions ordinaires de fonctionnement, le courant alternatif symétrique, normalement débité par un alternateur polyphasé, donne lieu à une réaction d'induit de grandeur constante et fixe par rapport à l'inducteur. Nous avons vu qu'au moment du court-circuit, le flux dans l'induit doit rester constant. Or, le courant initial  $I_s$ , naissant au moment du court-circuit, tend à produire un flux de réaction d'induit beaucoup plus considérable que celui dû au courant normal.  $I_s$ , étant un courant alternatif symétrique, produira un flux fixe par rapport à l'inducteur, et directement opposé au flux produit par ce dernier. La condition de la constance du flux exige donc que le flux inducteur augmente jusqu'à contrebalancer cette réaction du courant  $I_s$  de l'induit. D'où l'augmentation du courant continu de l'inducteur mentionnée sous le littéra a.

D'autre part, le courant continu  $i_c$  de l'induit produira une réaction fixe par rapport à l'induit, se déplaçant par conséquent par rapport à l'inducteur à une vitesse correspondant à la fréquence fondamentale. Il naîtra, de ce chef, un voltage alternatif de fréquence fondamentale, et par suite, un courant alternatif de même fréquence dans l'inducteur. Ce courant alternatif produira, à son tour un flux inducteur alternatif de fréquence fondamentale, qui fera naître dans l'induit un harmonique de rang deux, puisque l'induit se déplace par rapport à l'inducteur à une vitesse correspondant à la fréquence fondamentale. A son tour, ce second harmonique dans l'induit produit un harmonique de rang trois dans l'inducteur, et ainsi de suite. Les harmoniques supérieurs ont des amplitudes rapidement décroissantes.

Pratiquement, les phénomènes repris sous les lettres a, b et c sont d'importance secondaire.

En effet, ceux de ces phénomènes qui intéressent l'induit sont d'amplitude minime, et ceux qui intéressent l'inducteur sont pratiquement moins importants que les surintensités dans l'induit, qui exercent une répercussion notable, non seulement sur le fonctionnement des machines génératrices, mais sur l'ensemble des conditions d'exploitation d'un réseau.

Nous ne tiendrons donc compte, dans l'évaluation du courant de court-circuit transitoire de l'induit, que des deux composantes principales de ce courant: le courant continu  $i_c$  qui s'amortit en quelques périodes, et le courant symétrique, qui décroît plus lentement à partir de sa valeur initiale  $I_s$  jusqu'à atteindre, après une ou plusieurs secondes, suivant les circonstances et le type d'alternateur, sa valeur finale ou permanente  $I_{so}$ .

Nous admettons en conséquence que le courant transitoire résultant, appelé courant asymétrique de court-circuit  $I_a$ , sera donné par la superposition de ces deux composantes. Pour des circonstances de court-circuit déterminées  $I_a$  atteint son maximum  $(i_a)_m$  au cours de la période qui suit la mise en court-circuit. Si nous négligeons l'amortissement de  $i_c$  et la légère diminution d'amplitude de  $I_s$  pendant ce court laps de temps (un cinquantième de seconde pour la fréquence normale de 50-périodes par seconde) nous pouvons admettre que  $(i_a)_m$  vaut la somme de  $i_c$  et de l'amplitude de  $I_s$ :

$$(i_a)_m = i_c + I_{sm}.$$

Quant à la valeur efficace  $I_a$  du courant initial asymétrique pendant cette même période, elle se déduit de la relation:

$$\begin{aligned} I_a^2 &= \frac{1}{T} \int_0^T (i_c + i_s)^2 dt \\ &= \frac{1}{T} \int_0^T i_c^2 dt + \frac{1}{T} \int_0^T 2 i_c i_s dt + \frac{1}{T} \int_0^T i_s^2 dt. \end{aligned}$$

Puisque nous supposons  $i_c$  constant:

$$\frac{1}{T} \int_0^T i_c^2 dt = i_c^2.$$

D'autre part, comme nous supposons l'amplitude  $I_{sm}$  de  $I_s$  constante:

$$i_s = \sqrt{2} I_s \sin \omega t.$$

( $I_s$  représentant la valeur efficace du courant symétrique) D'où:

$$\frac{1}{T} \int_0^T 2 i_c i_s dt = \frac{1}{T} 2 i_c \sqrt{2} I_s \int_0^T \sin \omega t dt = 0.$$

Quant à:

$$\frac{1}{T} \int_0^T i_s^2 dt,$$

cette expression représente par définition le carré de la valeur efficace  $I_s$ .

Nous obtenons finalement:

$$I_a^2 = i_c^2 + I_s^2. \quad (3)$$

Il est intéressant de connaître la valeur maximum que peut atteindre  $I_a$ . Cherchons dans quelles circonstances se produira ce maximum. Remarquons d'abord que, si  $(i_s)_0$  et  $i_c$  dépendent de la valeur  $(e)_0$  de  $E$  au moment du court-circuit, il n'en est pas de même de  $I_s$  qui vaut invariablement  $\frac{E}{X}$  ni de  $I_{sm}$  qui vaut  $\sqrt{2} I_s$ .

Nous en concluons que, pour une machine déterminée,  $I_a$  et  $(i_a)_m$  varient uniquement en fonction de  $i_c$ , et seront notamment maximum quand  $i_c$  sera maximum. Si donc, nous voulons savoir dans quelles

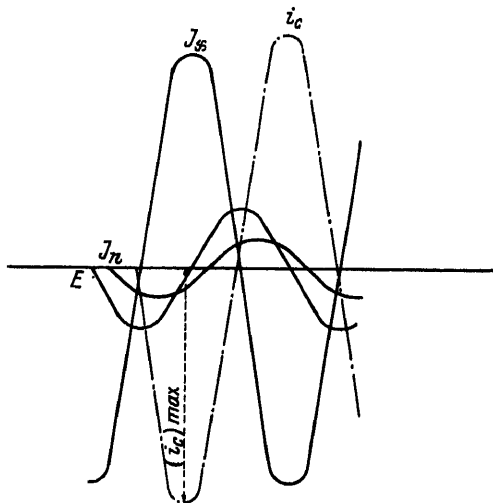


Fig. 2.

circonstances, c'est-à-dire pour quelle valeur de  $(e)_0$  le courant asymétrique  $I_a$  est maximum, il suffit de rechercher la loi de variation de  $i_c$  en fonction de  $(e)_0$ , et de déterminer la valeur de  $e_0$  pour laquelle  $i_c$  est maximum.  $i_c$  est donné par la formule:

$$i_c = (i_n)_0 - (i_s)_0.$$

La loi de variation de  $i_c$  résultera donc de celles de  $(i_n)_0$  et, de  $(i_s)_0$ . Sur la fig. 2,  $i_c$  a été obtenu en fonction de  $(e)_0$ , en portant en ordonnée la différence entre les courbes de  $(i_n)_0$  et de  $(i_s)_0$  en fonction du temps. Nous constatons que le maximum de  $i_c$  se produit très approximativement pour  $(e)_0 = 0$  pour autant que le décalage entre  $E$  et  $I_n$  ne soit pas trop considérable. Nous pourrions admettre que, en cas de court-circuit symétrique d'un alternateur polyphasé, le courant initial asymétrique, débité par une phase déterminée de cet alternateur, est maximum quand le court-circuit est produit au moment où la f. é. m. de cette phase passe par zéro. Notons à ce sujet, que si le cas se présente pour une phase

A d'un alternateur triphasé soumis à un court-circuit brusque sur les trois phases, seul le courant instantané asymétrique de la phase A sera maximum, les f. é. m. des deux autres phases étant décalées de  $120^\circ$  respectivement en avance et en retard par rapport à celle de la phase considérée.

La fig. 2 montre également que la valeur du maximum de  $i_c$  et par conséquent celle du maximum de  $I_a$ , n'est que faiblement influencée par le courant de charge. En vue d'arriver à une évaluation commode du maximum de  $I_a$ , nous négligerons l'influence de  $I_n$ , c'est-à-dire que nous posons  $I_n = 0$ .

En dernière analyse, nous nous plaçons donc, pour le calcul du maximum, de  $I_n$ , dans les conditions idéales suivantes: court-circuit produit au moment où la f. e. m.  $E$  passe par zéro, amortissement nul de  $i_c$ , amplitude de  $I_s$ , constante, influence de  $I_n$  négligée.

L'égalité (2) devient, dans ce cas:

$$\begin{aligned} 0 &= (i_s)_0 + i_c, \\ \text{soit:} \quad i_c &= - (i_s)_0. \end{aligned}$$

Comme  $I_s$  est en quadrature avec  $E$ , et que  $(e)_0 = 0$

$$(i_s)_0 = I_{sm} = \pm \sqrt{2} I_s.$$

On en déduit:

$$i_c = \mp \sqrt{2} I_s.$$

Le maximum  $(i_n)_M$  de  $(i_n)_m$  c'est-à-dire le maximum maximorum de la valeur instantanée du courant asymétrique résultant se produit une demi période après la mise en court-circuit, et vaut:

$$(i_n)_M = 2 \sqrt{2} I_s = \frac{2 \sqrt{2} E}{X}. \quad (4)$$

Le maximum  $(I_n)_M$  de la valeur efficace de ce même courant s'obtient en remplaçant dans la formule (2),  $i_c$  par  $\sqrt{2} I_s$ :

$$(I_n)_M^2 = 2 I_s^2 + I_s^2.$$

D'où:

$$(I_n)_M = \sqrt{3} I_s = \sqrt{3} \frac{E}{X}. \quad (5)$$

Pour les grands turboalternateurs modernes,  $(I_n)_M$  peut atteindre une valeur voisine de vingt fois le courant normal  $I_n$ .

Dans ce qui suit, nous supposerons les réactances exprimées en %, c'est-à-dire caractérisées par la chute de tension qu'elles provoquent quand elles sont traversées par un courant considéré comme normal, cette chute étant exprimée en % de la tension normale.

Le calcul rapide des courants de court-circuit au moyen de la notion des réactances exprimées en % est basé sur la propriété suivante: si l'on maintient la tension normale aux extrémités d'une réactance de  $x$  %, cette réactance sera traversée par un courant égal à  $\frac{100}{x}$  fois le courant normal.

Nous avons vu que le courant de court-circuit initial symétrique d'un alternateur court-circuité à ses bornes, n'est limité que par la réactance transitoire  $X$  de l'alternateur, et vaut notamment:

$$I_s = \frac{E}{X}.$$

Si donc nous exprimions  $X$  en %, en prenant comme bases le courant normal.  $I_n$  et la f. e. m.  $E$ , nous pourrions écrire:

$$I_s = \frac{100}{x} I_n. \quad (6)$$

$x$  étant égal à  $X$  exprimé en %, c'est-à-dire:

$$x = 1000 \frac{I_n X}{E}.$$

En général, le  $x$  renseigné pour un alternateur est rapporté au voltage normal aux bornes  $V$ .

Le fait de rapporter  $x$  à  $V$ , inférieur à  $E$ , réduit la valeur de  $I_s$  donnée par la formule (6). Nous pouvons considérer cette diminution de  $I_s$  comme contrebalancée par le fait que la formule (6) néglige l'influence du courant de charge  $I_n$ , de l'amortissement du courant continu transitoire  $i_s$  et de la diminution de  $I_s$  avec le temps, tous facteurs tendant à diminuer la valeur de  $I_s$ .

Nous avons vu que le maximum maximorum de la valeur instantanée du courant asymétrique de court-circuit vaut:

$$(i_a)_M = 2 \sqrt{2} I_s$$

soit, en substituant à  $I_s$  la valeur donnée par la formule (6):

$$(i_a)_M = 2 \sqrt{2} \cdot \frac{100}{x} I_n \quad (7)$$

et le maximum de la valeur efficace de ce même courant:

$$(I_a)_M = \sqrt{3} I_s = 3 \cdot \frac{100}{x} I_n. \quad (8)$$

Quant au courant de court-circuit permanent, il vaut:  $I_{cc} = \frac{E'_0}{X_s}$ .

Remarquons que si nous voulons appliquer la méthode des pour cents au calcul de ce courant, il faudra tenir compte de ce que la tension agissante est  $E'_0$ , c'est-à-dire la tension induite par le courant d'excitation normal  $i_s$ , dans les conditions du court-circuit permanent.

Si donc nous exprimons  $X_s$  en % en prenant comme base la tension normale aux bornes  $V$ , nous ne pouvons pas écrire:

$$I_{cc} = \frac{100}{x_s} I_n,$$

mais:

$$I_{cc} = \frac{100}{x_s} \cdot \frac{E'_0}{V} \cdot I_n.$$

Le facteur de correction  $\frac{E'_0}{V}$  ainsi d'ailleurs que  $x_s$  peuvent s'évaluer facilement en fonction de données déduites des caractéristiques à circuit ouvert et de court-circuit de l'alternateur.

Nous pouvons écrire en effet :

$$x_s = 100 \cdot \frac{I_n X_s}{V} = 100 \cdot \frac{e}{V}.$$

Considérons la caractéristique de court-circuit de l'alternateur (fig. 3). Soit  $i_1$ , le courant d'excitation nécessaire pour faire débiter par l'induit court-circuité, le courant normal  $I_n$ . C'est ce courant d'excitation  $i_1$  qui fait naître la f. é. m. dans l'induit.

Reportons-nous, d'autre part à la caractéristique à circuit ouvert de l'alternateur (fig. 4). Remarquons qu'en court-circuit permanent, le

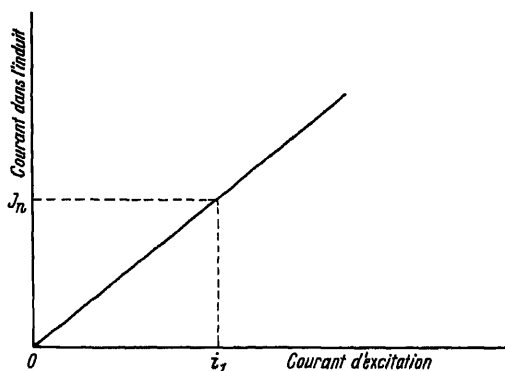


Fig. 3.

courant débité par l'induit étant sensiblement en quadrature avec la f. e. m. de l'induit, le flux total est petit, et l'induction suit une loi linéaire, c'est-à-dire que la f. e. m. due au courant inducteur est sensiblement proportionnelle à ce dernier. Cela revient à dire que les f. e. m. induites par le courant inducteur, dans le cas du court-circuit permanent, suivent une loi de variation qui n'est plus la caractéristique à circuit ouvert, mais la tangente à l'origine à cette courbe (fig. 4).

Il en résulte que :

$$\frac{e}{V} = \frac{i_1}{i_2}.$$

On en déduit que :

$$x_s = 100 \cdot \frac{i_1}{i_2} \quad (9)$$

et

$$I_{cc} = \frac{100}{x_s} \cdot \frac{i_e}{i_2} \cdot I_n. \quad (10)$$



Nous avons jusqu'à présent considéré le cas d'un court-circuit se produisant aux bornes mêmes d'un alternateur. Les formules trouvées sont encore applicables au calcul du courant débité dans un court-circuit en un point quelconque d'un réseau, à la condition de remplacer dans ces formules, la réactance de l'alternateur par la réactance résultante jusqu'au point de court-circuit.

La connaissance des différents courants de court-circuit permet :

a. En ce qui concerne le courant de court-circuit initial symétrique, l'évaluation d'une limite supérieure de la capacité de rupture des disjoncteurs. Un disjoncteur ne peut en effet couper le courant de court-circuit qu'après un temps minimum déterminé, nécessaire au fonctionne-

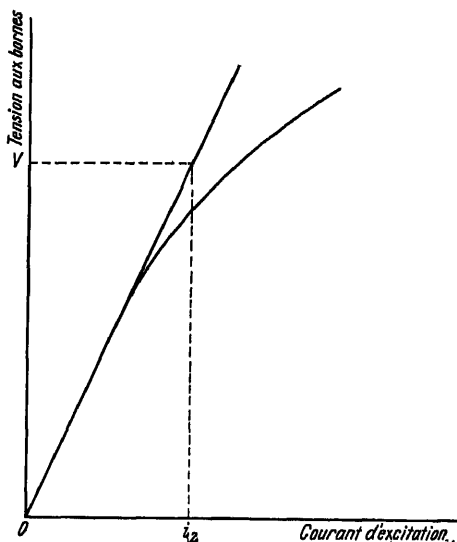


Fig. 4.

ment du mécanisme de déclenchement. Ce temps est de l'ordre de 0,2 à 0,3 s. Or, dans cet intervalle, la composante continue  $i_c$  du courant transitoire dans l'induit  $I_a$  est complètement amortie. La valeur initiale  $I_s$  de la seconde composante de  $I_a$  constituera donc un maximum pour le courant que le disjoncteur peut être appelé à interrompre.

b. En ce qui concerne le maximum  $(i_a)_M$  de la valeur instantanée du courant asymétrique de court-circuit, le calcul des efforts entre les barres traversées par le courant de court-circuit.

c. En ce qui concerne le courant de court-circuit permanent, l'étude de la stabilité d'un système en cas de court-circuit prolongé, et des effets thermiques.

En ce qui concerne la capacité de rupture des disjoncteurs, la limite supérieure que constitue le courant de court-circuit initial symétrique n'est pratiquement pas atteinte. Si l'on veut serrer la réalité de plus

près, il faut déterminer la valeur du courant de court-circuit au moment de la rupture, valeur dépendant du temps  $t$  qui s'écoule entre l'instant où se produit le court-circuit, et celui où le disjoncteur déclanche. Or, ce temps est lui-même la somme, du temps de fonctionnement du mécanisme de déclanchement et du retard introduit par le relais commandant le disjoncteur.

Il suffit,  $t$  étant donné, de connaître, en fonction du temps, la loi de variation du courant de court-circuit traversant le disjoncteur pour obtenir la capacité de rupture cherchée. Cette loi de variation dépend du type d'alternateur (pôles saillants ou inducteur lisse) et de la réactance totale en circuit jusqu'à l'endroit du court-circuit.

Certaines grandes firmes américaines de construction électrique font figurer dans leurs catalogues des courbes donnant la loi de variation de

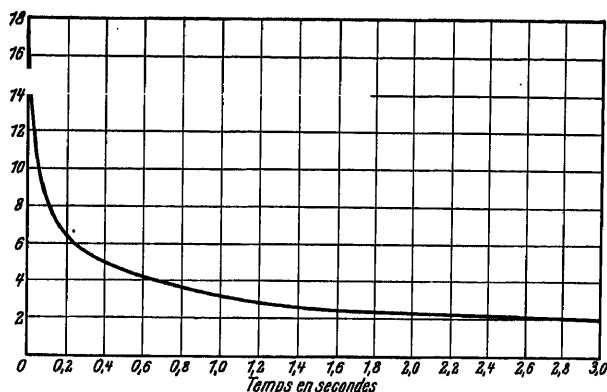


Fig. 5.

la valeur efficace du courant de court-circuit en fonction du temps, pour les deux types d'alternateurs et pour différentes valeurs de la réactance totale, basée sur la puissance apparente totale des génératrices synchrones du système. La fig. 5 montre une courbe de ce genre pour un alternateur à inducteur lisse et une réactance totale de 10 %.

En ordonnée est porté le rapport entre le courant de court-circuit et le courant normal total; en abscisse, le temps en secondes, l'origine des temps étant le moment du court-circuit.

De récentes explosions de disjoncteurs ont attiré l'attention sur la nécessité pour l'exploitant d'être à même de calculer, de façon suffisamment exacte, la capacité de rupture des disjoncteurs à installer en différents points de son réseau. Nous venons de voir, qu'à cet effet, il doit être en possession des courbes donnant la loi de variation des courants de court-circuit que peuvent débiter les alternateurs de sa centrale dans différentes conditions. Nous exprimons ici le souhait que tous les constructeurs d'alternateurs de grande puissance communiquent ces courbes pour les différents types d'alternateurs qu'ils construisent.

### Surtensions de court-circuit

Nous avons supposé jusqu'à présent que le court-circuit était symétrique.

Lorsque tel n'est pas le cas, c'est-à-dire lorsque toutes les phases ne sont pas court-circuitées simultanément, non seulement les courants de court-circuit peuvent être plus importants dans certaines circonstances, mais encore des surtensions dangereuses peuvent prendre naissance. Ce danger de surtension a été signalé pour la première fois par Monsieur *Boucherot*, au Congrès International d'Electricité de Turin, en 1911.

Les résultats suivants montrent que, quand un court-circuit monophasé se produit aux bornes d'un alternateur triphasé dépourvu d'amortisseur, le voltage, dans la phase ouverte, peut atteindre des valeurs dangereusement élevées; et plus particulièrement, quand la charge de la machine est de nature capacitive au moment de l'accident.



Fig. 6. Voltage de régime dans la phase ouverte d'un générateur synchrone triphasé, soumis à un court-circuit monophasé.

Maximum = 5,4 fois l'amplitude normale à circuit ouvert.

Ces résultats furent obtenus au cours de recherches effectuées par l'auteur au Massachusetts Institute of Technology (USA.) sur le voltage dans la phase ouverte, dans la période transitoire et à l'état de régime, et en particulier sur l'influence de la capacité de ligne. Les oscillogrammes obtenus sont relatifs à un moteur asynchrone triphasé de 75 HP, employé comme alternateur, du courant continu étant envoyé dans deux phases en série du rotor connecté en étoile. De cette façon, on pouvait obtenir l'inducteur lisse à champ sinusoïdal caractéristique des turbo-alternateurs, l'onde de voltage présentant cependant des harmoniques dus aux dents du rotor.

La fig. 6 montre le voltage à l'état de régime, dans la phase ouverte d'un alternateur triphasé à rotor lisse, après la période transitoire suivant un court-circuit brusque monophasé à ses bornes. La machine tournait à vide au moment du court-circuit. La courbe du voltage montre des pointes de 5,4 fois l'amplitude normale. L'analyse mathématique, moyennant certaines hypothèses simplificatrices, vérifie l'oscillogramme de façon satisfaisante.

La fig. 7 montre le même voltage dans le cas d'une charge capacitive, représentant l'effet d'un câble connecté directement à l'alternateur, sans interposition de transformateurs, le court-circuit entre lignes étant produit aux bornes de la machine.

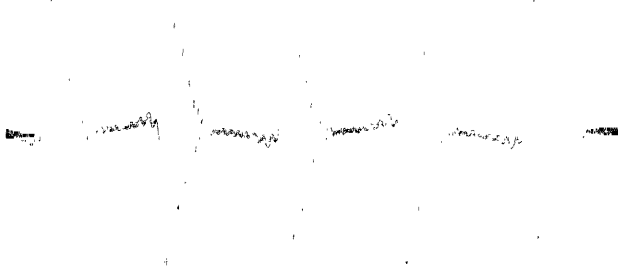


Fig. 7. Voltage de régime dans la phase ouverte, avec capacité de ligne.

Dans ces conditions, la pointe de voltage naît comme le montre la fig. 7, mais à présent, elle est appliquée à un circuit présentant de la résistance, de l'inductance et de la capacitance en série, et moyennant certaines relations entre ces constantes, des oscillations amorties de fréquence sensiblement égale à la fréquence propre du circuit, prennent naissance, la fréquence augmentant à mesure qu'elles s'amortissent. Cette dernière particularité est due à la rotation de l'inducteur, qui fait

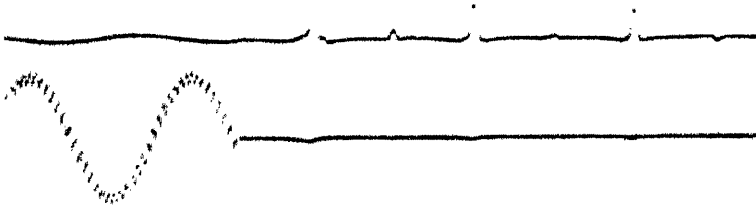


Fig. 8. Voltage transitoire dans la phase ouverte.

Maximum = 12,2 fois l'amplitude normale.

varier l'induction mutuelle entre ce dernier et l'armature, d'un maximum à zéro, à chaque demi-période. L'analyse du phénomène montre que le cas avec capacité ne peut donner lieu à une amplitude maxima supérieure à deux fois la pointe observée sans capacité, quelle que soit la valeur de cette dernière. Les oscillogrammes observés confirment cette assertion, les amplitudes maxima observées avec capacité variant entre 1 et 1,5 fois la pointe obtenue sans capacité.

Jusque maintenant, nous n'avons envisagé que l'état de régime. Les pointes de voltage transitoire suivant immédiatement le court-circuit sont montrées dans les fig. 8 et 9.

Dans ces deux oscillogrammes, la courbe supérieure représente le voltage dans la phase ouverte, la courbe inférieure, à échelle beaucoup plus grande, le voltage entre les lignes qu'intéresse le court-circuit. L'instant du court-circuit est clairement indiqué par le passage brusque de ce dernier voltage à zéro.

Pour la fig. 8, l'alternateur fonctionnait à vide. La partie de gauche de la courbe supérieure montre l'amplitude normale du voltage dans la phase ouverte. L'amplitude est petite à cause de la grande résistance mise en série avec l'élément d'oscillographe. Les pointes accentuées qui suivent le court-circuit doivent être comparées à cette amplitude. Le maximum maximorum transitoire vaut 12 fois l'amplitude normale.

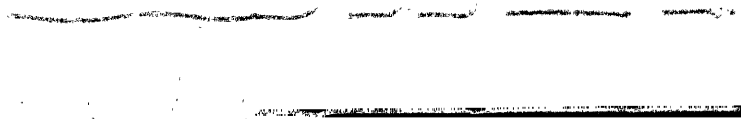


Fig. 9. Voltage transitoire dans la phase ouverte, avec capacité de ligne.  
Maximum = 1,5 fois le maximum trouvé sans capacité de ligne.

Pour la fig. 9, une charge capacitive fut encore employée. Les harmoniques dans la courbe de voltage inférieure sont accentuées par la capacité, ce qui rend la courbe de voltage du générateur improvisé plutôt mauvaise. Comme pour l'état de régime, il y a un intervalle à chaque demipériode pendant lequel le voltage, dans la phase ouverte, oscille rapidement. La présence de la capacité augmente de 50 % environ, les pointes obtenues sans capacité.

Les résultats obtenus sur une petite machine ayant un coefficient de dispersion de 0,046, sont extrêmes, mais qualitativement ils sont exacts. Pour un grand turbo-alternateur, ce coefficient vaut environ 0,1 et, en ce cas, dans l'hypothèse d'une charge capacitive, des maxima de régime valant 6,8 fois l'amplitude normale de voltage et des pointes transitoires de 11 fois cette même amplitude, seraient possibles dans des conditions analogues.

Les résultats obtenus donnent une indication sur les valeurs excessivement élevées que peut atteindre le voltage dans les phases ouvertes d'un alternateur polyphasé sans circuit amortisseur, en cas de court-circuit dissymétrique. En particulier, ils font ressortir le danger de connecter directement un générateur haute tension à une ligne, surtout quand celle-ci est constituée par un câble. Ces voltages excessifs peuvent

produire le claquage des isolants et, par l'intermédiaire d'ondes vagabondes et de leurs réflexions, contribuer, en cas de court-circuit monophasé, aux accidents concomitants qui se produisent fréquemment à des points éloignés du système.

### Zusammenfassung

Der Verfasser erinnert kurz an die Stromüberlastungserscheinungen, die das Kurzschließen einer Wechselstromdynamo begleiten und erörtert ein Verfahren, die Kurzschlußströme in einfacher, angenäherter Weise zu berechnen. Er betont die Notwendigkeit der genauen Kenntnis des Änderungsgesetzes der Kurzschlußströme vom Augenblick des plötzlichen Kurzschlusses bis zur Erreichung des Dauerzustandes des Kurzschlußstromes. Er bezeichnet es als wünschenswert, daß alle Konstrukteure dieses Änderungsgesetz für die verschiedenen Arten von Wechselstromdynamos, die sie bauen, bekannt geben, wie dies auch eine Anzahl großer amerikanischer Firmen tun.

Es werden nicht nur übermäßig starke Ströme durch einen Kurzschluß erzeugt, sondern es besteht auch die Gefahr einer Überspannung im Falle eines unsymmetrischen Kurzschlusses. Der Verfasser hat das Spannungsänderungsgesetz an den Klemmen der offenen Schaltung eines Drehstromgenerators, der einem einphasigen Kurzschluß ausgesetzt wurde, sowohl während der wandernden Periodenzahl als auch während des Dauerzustandes untersucht.

Er zeigt Schwingungsdiagramme, die auf dem Versuchswege die angegebene Gefahr bestätigen. Ferner wird der Einfluß der Leitungskapazität auf die oben genannte Erscheinung erläutert und durch Schwingungsdiagramme bewiesen.

Japan

## Extra High Terminal Voltage Rotary Electric Machinery

Japanese National Committee

*Prof. Dr. Ing. Teruo Ueda*

### Introductory Remarks

A technical as well as an economical consideration on extra high terminal voltage rotary electric machinery — for example, a rotary electric machinery whose terminal voltage is, say, 50 000 V — is one of the important problems in electrical engineering at the present time. But it should be remembered that the first importance in the solution of the problem must be of technical and designing consideration, due to the fact that the solution of the economical problem, i. e. the estimation of actual cost in building of extra high voltage machines, depends largely upon the technique of designing. The estimation of actual cost required in various factories, however, depends also much upon the cost of raw materials used, cost of labor, etc., and it is not a simple matter to deal with as there exist also many other factors which must be taken into consideration. In spite of this fact, however, it should be pointed out that a trained cost estimator of any factory can calculate in advance the probable actual cost for building any machine from his own experiences and also from his own factory method of calculation, when he is supplied with all necessary detailed design data of the machine.

For this reason the author ventures in this paper to discuss from a designing standpoint those technical problems which constitute the bases for economical consideration on extra high terminal voltage machines. Furthermore, it should be emphasized here that the present discussion is based upon the author's theory on constitutive elements of electric machines, thus making it possible to follow analytical studies on all types of electric machines in the light of the generalized theory. Those numerical values of tables and figures calculated and appended herein, are for waterwheel-driven three-phase synchronous generators, but they can be used as sample representations to obtain similar kinds of numerical data and figures for other types of electric machines.

In the designing and manufacturing of extra high terminal voltage machines, as is well known, the greatest difficulty will be the problem relating to the coil insulation. In this paper the discussion on the problem of insulating material itself will be omitted and replaced by a

consideration of the space factor. In fact the space factor may be taken as a measure of improvement in the quality of insulating materials and as an advance in the art of using the same.

Since the limitation of the terminal voltage of commutator machines is that voltage which can be allowed for each turn of winding without detrimental sparking, the relation that exists between capacity, and maximum allowable terminal voltage in any course of development of the technical art can be estimated accurately from the author's theory on constitutive elements of electric machines. But in this paper the discussion will be limited only to waterwheel-driven three-phase synchronous generators. Some of the extreme values of numerical data given in the tables and figures appended to this paper may not be of practical value, the purpose of these values being to give more complete references.

Thus, a solution of almost all design problems of electric machines can be made by adopting the theory on constitutive elements of electric machines, and this new theory is discussed in detail in the author's "Fundamental Constitutive Elements of Electric Machinery". But in this paper, as listed in the table of contents, only important topics on designing consideration of extra high terminal voltage rotary electric machinery are discussed.

#### On the Specific Voltage as a Constitutive Element of the Terminal Voltage

In analytic design studies of electric machines it is rational and convenient to take the torque as their fundamental basis. The torque is a function of the total flux and the total ampere turns, as is well known, and they are, in fact, the fundamental constitutive elements of electric machines.

From a careful design analysis of all electric machines it has been discovered that the torque, the total flux and the total ampere turns are governed by the following empirical laws:

$$\text{Total Flux} = \Phi = K_1 T^k \quad (1)$$

$$\text{Total Ampere Turns} = \frac{AC}{2} = m W I = K_2 T^{1-k} \quad (2)$$

In the above expressions  $T$  represents the torque,  $K_1$  a coefficient showing the magnetic constitution of electric machines called the magnetic constitutive coefficient, and  $K_2$  also a coefficient showing the electrical constitution of electric machines called the electric constitutive coefficient. A careful design analysis of numerous modern electric machines shows that  $K_1 = 0.215$  for three-phase synchronous generators and motors, but it takes different numerical values within small ranges for each class of electric machines. Then, the numerical value of  $K_2$  is dependent on  $K_1$  and can be determined at once when the value of  $K_1$  becomes known. For this reason  $K_1$  is called the primary constitutive coefficient and  $K_2$  the secondary constitutive coefficient of electric machines.



Since the torque of electric machines can be written as  $T = K_t (E_e E_w) (m W I) (\Phi)$ , in which  $K_t = 0.00234$  being a constant,  $E_e$  the form factor,  $E_w$  the winding factor, an expression  $m W I = \left(\frac{1}{K_t K_l}\right) \left(\frac{1}{E_e E_w}\right) T^{1-k}$  can be easily deduced, and therefore  $K_s = \left(\frac{1}{K_t K_l}\right) \left(\frac{1}{E_e E_w}\right)$ .

In the two equations given above, the expression (1) represents *Ueda's* Magnetic Constitutive Law of Electrical Machinery as it shows the magnetic constitution of electric machines, and the expression (2) *Ueda's* Electrical Constitutive Law of Electrical Machinery as it shows the electrical constitution of electrical machines.

Those problems of electrical machines pertaining to voltages can be effectively solved by making use of the principle given by the expression (1). The voltage that is generated in one turn of full pitch coil winding (which the author calls ideal one turn) is an element for the resultant voltage which is generated in armature windings, thus making up the constitutive element for the terminal voltage. The author calls it, therefore, Specific Voltage of electric machines.

Now the specific voltage can be expressed by the following equation:

$$\begin{aligned} \text{Specific Voltage} &= e \\ &= \left(\frac{E_e}{3} K_1 10^{-3}\right) n T^k. \end{aligned} \quad (3)$$

In electric machines there exists mutual relationship between the torque and the total flux. Therefore, in like manner, there should also exist a definite relationship between the specific voltage and the torque. It follows, therefore, that this fact is sufficient to predict the existence of inherent relationship among the voltage, the torque and the speed, or, in other words, among the terminal voltage and the capacity of electric machines.

Now the specific voltage can be expressed in yet another form:

$$e = \left(\frac{E_e}{3} K_1 10^{-3}\right) n^{1-k} (k_1 \text{ HP})^k \quad (4)$$

or

$$e = \left(\frac{E_e}{3} K_1 10^{-3}\right) n^{1-k} (k_2 \text{ kW})^k. \quad (5)$$

In case the terminal phase voltage  $E$  is computed from the specific voltage the following expressions will be found convenient, namely

$$\begin{aligned} E &= e W (E_w E_{wp}) \\ &= \left(\frac{E_e}{3} K_1 10^{-3}\right) n T^k W \left( \frac{\sin \frac{\pi}{2m}}{q \sin \frac{\pi}{2mq}} \sin \beta \frac{\pi}{2} \right) \end{aligned} \quad (6)$$

$$= \frac{E_e}{3} K_1 10^{-3} n^{1-k} (k_2 \text{ kW}) W \left( \frac{\sin \frac{\pi}{2m}}{q \sin \frac{\pi}{2mq}} \sin \beta \frac{\pi}{2} \right). \quad (7)$$

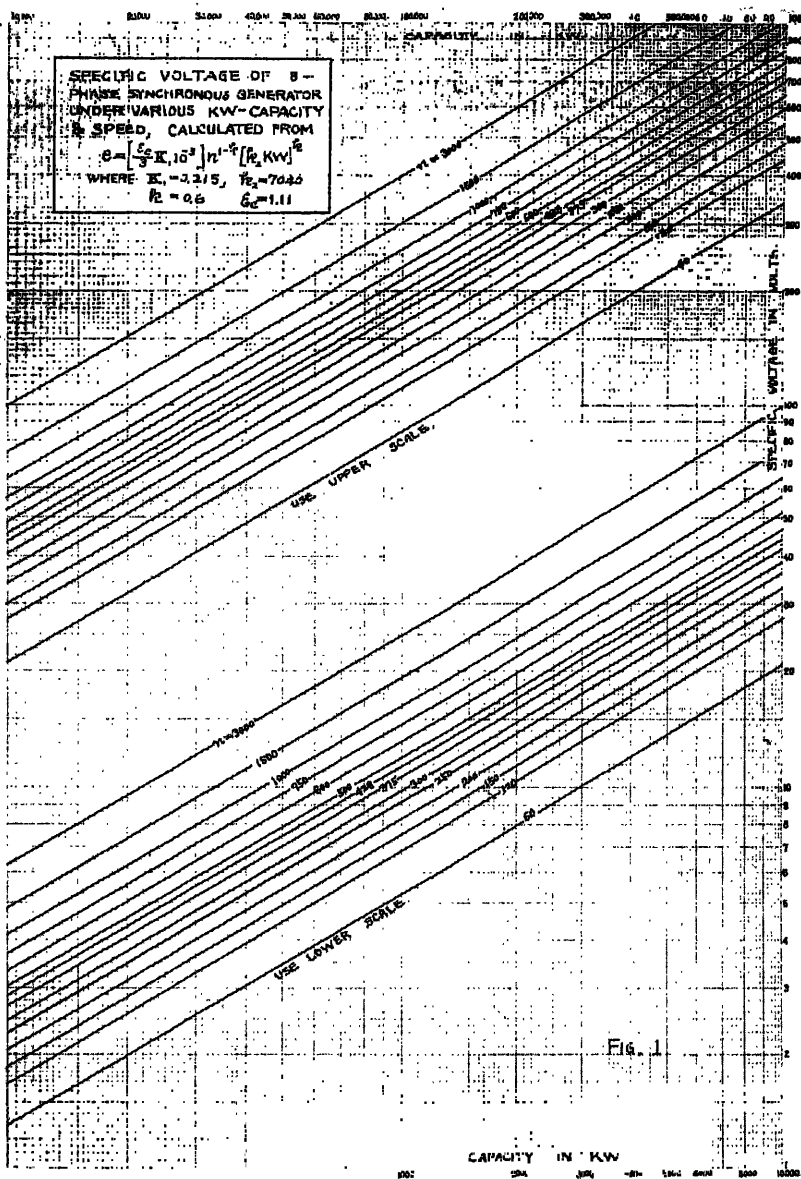


Fig. 1.

In this formula  $W$  represents the total number of turns in series per phase of winding,  $Ewb$  the belt differential factor,  $Ewp$  the pitch differential factor,  $m$  the number of phases,  $q$  the number of slots per pole per phase,  $\beta$  the pitch of coils. Thus it is clear that the fundamental relationship of the terminal phase voltage, the capacity, the R.P.M., the total number of coils, the winding factor, etc., can be easily obtained from Ueda's Magnetic Constitutive Law of Electrical Machines. Thus it can be shown that these basic equations are very useful for making design analysis of extra high terminal voltage electric machines. Then, in order to facilitate the practical use of these principles numerical values are computed by taking  $K_1 = 0,215$  and tabulated in Table 1 and graphically represented in Fig. 1.

Table 1. Specific voltage of a 3-phase synchronous generator under various kW-capacity and speed

Calculated from

$$e = \left[ \frac{E_e}{3} K_1 10^{-3} \right] n^{1-k} [k_2 \text{ kW}]^k,$$

where

$$K_1 = 0.215, \quad k_2 = 7040,$$

$$k = 0.6, \quad E_e = 1.11,$$

for  $f = 50 \sim$ .

No. of poles	Speed in R.P.M.	1000 kW	5000 kW	10000 kW	30000 kW	50000 kW	100000 kW	200000 kW
2	3000	25,04	65,9	99,9	195,8	262,4	397,8	621,3
4	1500	19,0	50,0	75,8	148,6	199,1	301,8	471,3
6	1000	16,15	42,52	64,5	126,3	169,2	256,6	400,7
8	750	15,4	37,89	57,4	112,6	150,9	228,8	357,2
10	600	13,17	35,66	52,5	103,0	138,0	209,2	326,8
12	500	12,25	32,22	48,9	95,7	128,3	194,5	303,8
14	428	11,5	30,28	45,9	90,0	120,6	182,8	285,5
16	375	10,91	28,72	43,6	85,3	114,4	173,4	270,7
18	333	10,41	27,39	41,5	81,4	109,4	165,3	258,1
20	300	9,98	26,26	39,8	78,0	104,6	158,5	247,6
22	273	9,72	25,3	38,4	75,2	100,7	152,5	238,4
24	250	9,28	24,42	37,0	72,5	97,2	147,4	230,1
26	231	9,02	23,8	36,1	70,7	94,8	143,6	224,4
28	214	8,72	22,95	34,8	68,2	91,4	138,5	216,3
30	200	8,49	22,34	33,9	66,3	88,9	134,8	210,5
40	150	7,56	19,91	30,2	59,1	79,3	120,1	187,6
50	120	6,12	18,21	27,6	54,2	72,5	109,9	171,6
100	60	5,24	13,8	20,9	41,0	54,9	83,3	130,1

### A Design Consideration on the Extra High Terminal Voltage

It is evident from equation (7) that in a machine of given capacity the number of series turns of windings  $W$  has, in general, a direct bearing upon the value of the terminal voltage. As the total cross section of copper required for a machine of given capacity is constant, it is clear that the cross sectional area of a single conductor may be made smaller as the value of  $W$  is made larger. But in coil winding the proper selection of conductor size becomes highly important in order to secure the best

results. In general, the terminal voltage selected should be neither too high nor too low in order to realize the highest economy and efficiency.

Although there exists a limit in the lower value of the terminal voltage, there is no limit in the upper values of the terminal voltage of electric machines. In practice, however, the upper limit is brought about due to both technical and economical reasons, as the thickness of insulation required may become too excessive and the number of conductors required may also become too great, thus lowering the slot space factor. So far as the art of high voltage coil winding is concerned, the sectional area of conductors required can be easily determined simply from the allowable current density in them, and thus it is easy to make an estimate of the number of conductors which can be placed in each slot. Then the number of conductors to be allotted to each slot can be calculated by dividing the number of turns per phase  $W$  with the number of slots of the machine, thus showing the primary importance in finding the value of  $W$  for a correct and direct solution of the problem.

Now, if we let  $K_1 = 0.215$ ,  $E_s = 1.11$ ,  $K_2 = 7040$ ,  $k = 0.6$  and  $\left( \frac{\sin \frac{\pi}{2m}}{q \sin \frac{\pi}{2mq}} \sin \beta \frac{\pi}{2} \right) = 1$  in equation (7), values of  $W$  required for

any arbitrary values of the terminal phase voltage  $E$  can be easily computed for a machine of given capacity at various speed  $n$ , as given in Table 2 and Fig. 2 in which the value of  $W$  is computed for  $E = 50000$  V. Fig. 3 shows the required values of  $W$  for various values of terminal phase voltages for a machine of 100000 kW.

It should be noted here also that there exists the following relation among the total number of series turns per phase  $W$ , the total number of slots  $Z$ , the number of phases  $m$ , the number of conductors per slot  $N$  and the number of parallel circuits  $a$ :

$$W = \frac{1}{2} \frac{Z}{m} \cdot N \cdot \frac{1}{a} \quad (8)$$

or

$$N = \frac{2mWa}{Z} \quad (9)$$

Thus, equation (9) is a useful formula for finding the number of conductors placed per slot of electrical machines if we denote the number of poles with  $P$ , the number of slots per pole per phase with  $q$ , total numbers of slots  $Z = m P q$ .

In the case of a single layer winding the number of conductors placed in one slot may be either odd or even according to the requirement. On the other hand, in the case of double layer winding it is better to have an even number of conductors; but in both cases, it is absolutely necessary to have positive numbers of conductors in each slot. For this reason, it is necessary to select other suitable values of either  $Z$

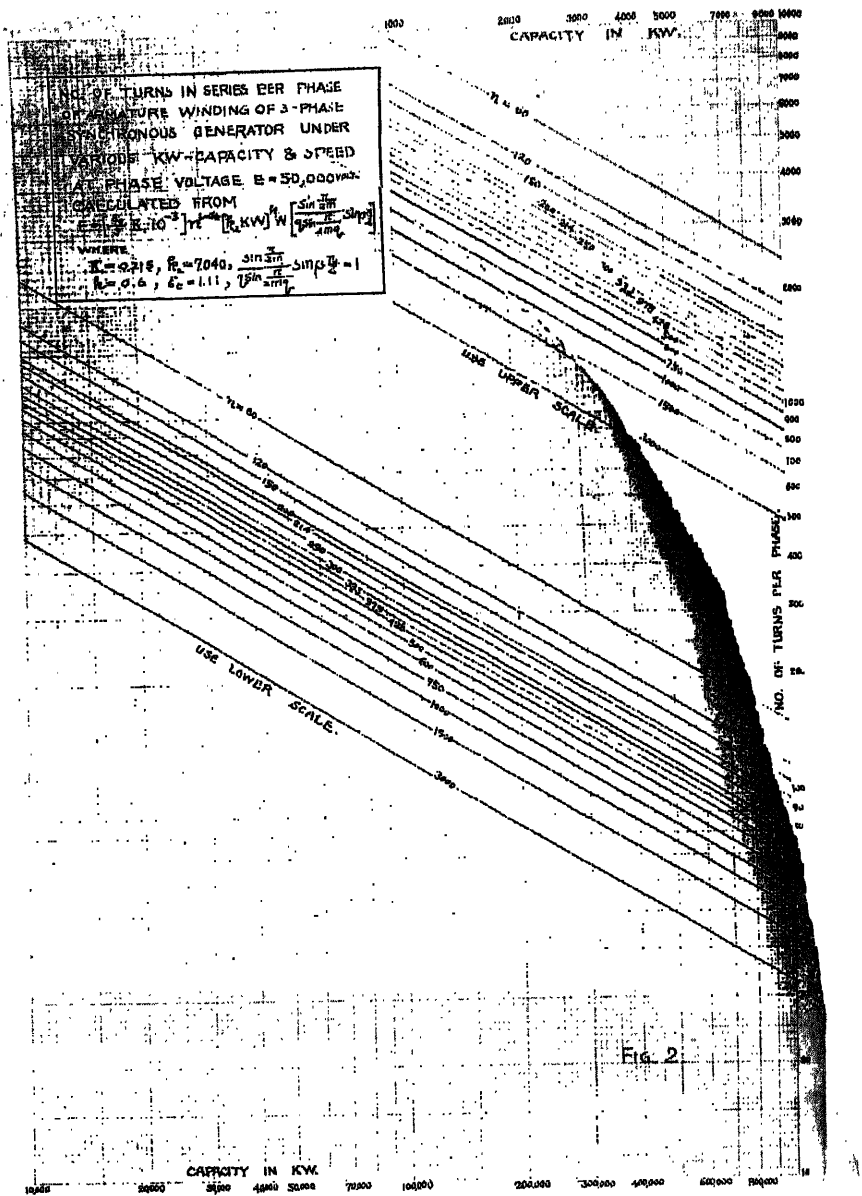


Fig. 2.

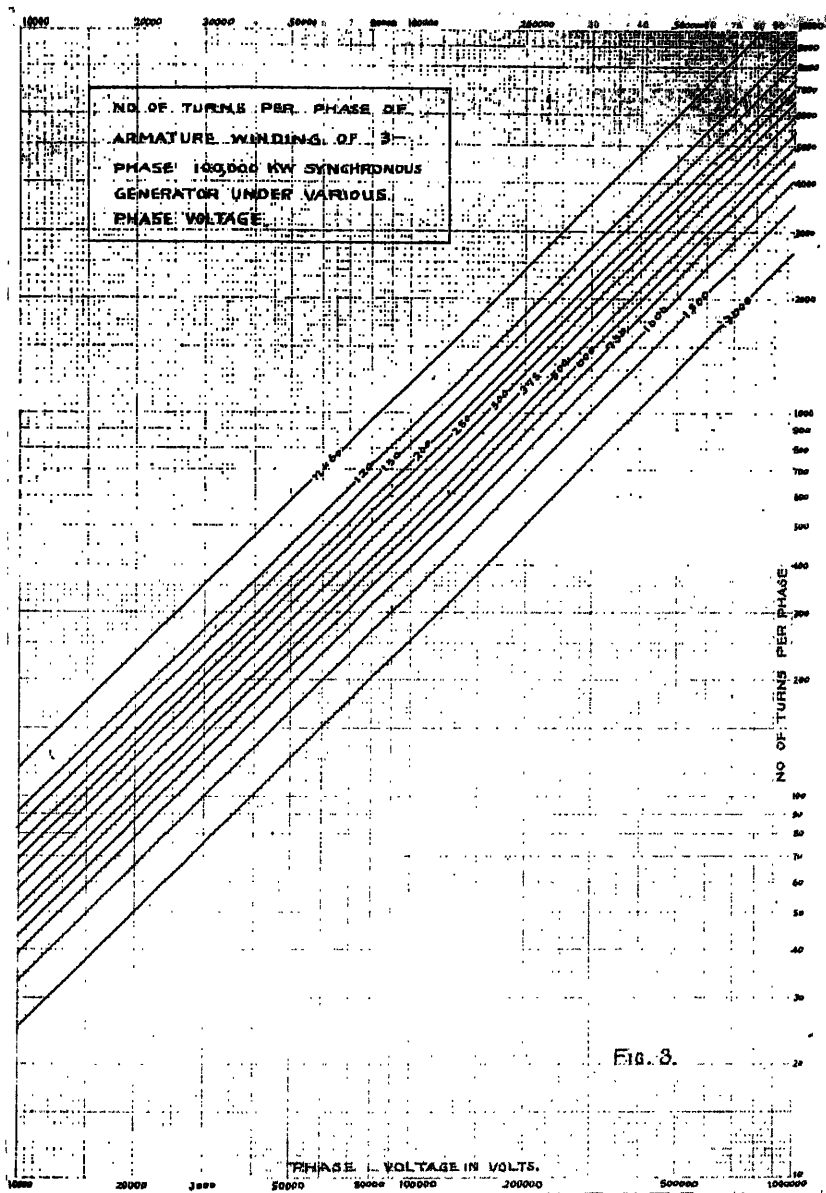


Fig. 3.

Table 2. No. of turns in series per phase of armature of a 3-phase synchronous generator under various kW-capacities and speeds at phase voltage  $E = 50000$  V, calculated from

$$E = \left[ \frac{E_g}{3} K_1 10^{-3} \right] n^{1-k} [k_2 \text{ kW}]^k w \left[ \frac{\sin \frac{\pi}{2m}}{q \sin \frac{\pi}{2mq}} \sin \beta \frac{\pi}{2} \right]$$

where

$$K_1 = 0.215, \quad k_2 = 7040, \\ k = 0.6, \quad E_g = 1.11,$$

$$\frac{\sin \frac{\pi}{2m}}{q \sin \frac{\pi}{2mq}} \sin \beta \frac{\pi}{2} = 1.$$

For

$$E = 50000 \text{ V (Phase voltage),} \\ f = 50 \sim.$$

No. of poles	Speed in R.P.M.	1000 kW	5000 kW	10000 kW	30000 kW	50000 kW	100000 kW	200000 kW
2	3000	1998	758,3	500,3	255,5	190,5	125,7	80,5
4	1500	2632	1000	659,5	336,7	251,2	165,7	106,1
6	1000	3095	1176	775,7	395,9	295,4	194,8	124,7
8	750	3473	1319	870,4	444,0	331,4	218,6	140,0
10	600	3796	1442	951,5	485,6	362,3	239,0	153,1
12	500	4084	1552	1023	522,4	389,7	257,1	164,6
14	428	4346	1651	1089	556,9	414,8	273,6	175,2
16	375	4582	1741	1148	586,1	437,3	288,5	184,7
18	333	4805	1826	1204	614,6	458,5	302,5	193,6
20	300	5010	1904	1256	640,9	478,2	315,4	201,9
22	273	5202	1976	1314	663,9	496,5	327,5	209,7
24	250	5389	2047	1351	681,4	514,2	339,2	217,2
26	231	5530	2101	1386	707,6	526,5	348,1	222,9
28	214	5735	2179	1437	735,3	547,3	361,1	231,2
30	200	5892	2239	1477	753,9	562,3	371,0	237,5
40	150	6612	2512	1657	845,7	631,0	416,2	266,5
50	120	7228	2746	1811	924,5	691,3	455,0	291,4
100	60	9537	3623	2390	1220	910,1	600,3	384,4

or  $K_1$  or winding factor until a desired value can be obtained when one fails to obtain such a value in dividing the value of  $W$  given in Table 2

by  $\frac{Z}{2ma}$ . In this paper only a few points are touched to point out such precautions as necessary, but in practical application such minor problems should be solved according to specific requirements by applying the principle discussed here.

The dielectric strength of layer insulation for electrical machine windings must be proportioned with due regard to the specific voltage assigned to them, and it should be remembered that the specific voltage has no relation to the terminal voltage but has direct relationship to the speed of electric machines. It follows, therefore, that the layer insulation of windings has direct bearing on the capacity and the speed as shown in equation (5) and no bearing at all on the value of terminal

voltage of electric machines. In other words, the dielectric strength of layer insulation — that is, the insulation between conductors — should vary as the  $\frac{3}{5}$  ( $k = 0.6$ ) root of the capacity and the  $\frac{2}{5}$  [ $(1 - k) = 0.4$ ] root of the speed of electric machines. In fact, the dielectric strength of the layer insulation should vary thus according to these laws, and it is unwise to specify the layer insulation with utter disregard to the capacity and the speed. When such a theoretical consideration is given to the insulation of conductors, it becomes an easy matter to calculate the space factor of slots and the thickness of coil insulation according to terminal voltage and number of conductors used for each slot.

As stated above, in every electric machine there exists always a proper value of terminal voltage, depending upon its capacity and speed. Therefore, it is apparent that both technical and economical considerations on extra high terminal voltage machines must be always made with due consideration on their capacities and speeds, or, in other words, a design analysis of extra high terminal voltage rotary electric machines, or all problems relating to the terminal voltage of rotary electric machines should be solved with due consideration to fundamental laws on constitutive elements that exist in all electric machines as promulgated by the author in above. In fact, the solution of these problems relating to terminal voltage upon number of turns of coils and number of conductors placed per slot of electric machines has a direct bearing upon the estimate of factory cost of windings of extra terminal voltage of electric machines, thus paving a way for a rational economical analysis of extra high terminal voltage rotary electric machines.

### **Influence of the Extra High Terminal Voltage on the Size of Electric Machines.**

Another important problem in making both technical and economical consideration of extra high terminal voltage rotary electric machines is to study the relation which exists between the voltage and the size of electric machines. The study of this problem can be made by a measure of the space factor which we are accustomed to deal with. Hence, the present problem is to study the effect of the space factor as a function of the size of electric machines. It should be pointed out here, however, that the value of the space factor is largely dependent on quality and improvement of insulating materials and also on the art of applying the same. It follows, therefore, that the solution of this problem means a study of the relation of quality and art of using the insulating materials upon the size of electric machines.

In applying the principle of the author's Magnetic Constitutive Law of Electric Machines for solution of this problem we can now deduce the following equation,

$$C_u = 2mW \frac{I}{g}, \quad (10)$$



where  $C_a$  is the total sectional area of conductors, the area of one armature conductor being  $C_a = \frac{I}{\phi}$ . ( $I$  = current and  $\phi$  the current density.)

If we represent the slot space factor with  $f_s$ , the total area of slots,

$$C_s = C_a \frac{1}{f_s} = \frac{2mWI}{\phi f_s}. \quad (11)$$

Then, there exists a relation:

$$\frac{\text{Total tooth area}}{\text{total slot area}} = \frac{\text{tooth width}}{\text{slot width}} = \gamma_w.$$

Therefore, if the depth of slot is represented with  $S_d$ , the area of active phase belt  $A_{ap}$  becomes

$$A_{ap} = \pi D_a S_d = \text{total slot area} + \text{total tooth area} \\ = \frac{2mWI}{\phi f_s} (1 + \gamma_w). \quad (12)$$

But  $k_s = \frac{S_d}{S_w}$ , and  $c_s = \text{area of one slot} = S_d S_w$ .

Therefore

$$c_s = \frac{S_d^2}{k_s} = \frac{2WI}{\phi f_s P q}$$

and

$$s_d = \sqrt{k_s \frac{2WI}{\phi f_s P q}},$$

where  $D_a$  represents the diameter at half depth of slot of active phase belt,  $S_w$  the slots width,  $P$  the number of poles,  $q$  the number of slots per pole per phase and  $m$  the number of phases of electric machines.

Then the value of  $D_a$  can be found by

$$\left. \begin{aligned} D_a &= \frac{2mWI(1 + \gamma_w)}{\pi \phi f_s S_d}, \\ &= \frac{(1 + \gamma_w)}{\pi} \sqrt{\frac{m P q}{\phi f_s k_s}} \sqrt{AC}, \\ &= \left[ \frac{(1 + \gamma_w)}{\pi} \sqrt{\frac{m P q}{\phi f_s k_s}} \sqrt{\frac{2}{K_t K_1 E_e}} \sqrt{\frac{1}{E_w \eta_a}} \right] T^{\frac{1-k}{2}}, \end{aligned} \right\} \quad (13)$$

or

$$\left. \begin{aligned} D_a &= \frac{(1 + \gamma_w)}{\pi \sqrt{\phi f_s k_s}} \sqrt{\frac{P q}{2WI}} (AC), \\ &= \frac{(1 + \gamma_w)}{\pi \sqrt{\phi f_s k_s}} \sqrt{\frac{1}{s} \left( \frac{2}{K_t K_1 (E_e E_w) \eta_a} \right)} T^{\frac{1-k}{2}}. \end{aligned} \right\} \quad (14)$$

In above equation  $S$  denotes the ampere conductors per phase, thus,

$$\sqrt{S} = \sqrt{\frac{2WI}{Pq}} = \frac{1}{\sqrt{m P q}} \sqrt{\frac{2}{K_t K_1 (E_e E_w) \eta_a}} T^{\frac{1-k}{2}}.$$

When  $D_a$  is computed with above equation, the air gap diameter becomes

$$D = D_a \mp s_a.$$

In this equation (—) sign should be used when it is obtained from the active phase belt of stator slots, and (+) sign when obtained from the active phase belt of rotor slots.

Whence we can deduce the following general expression for air gap diameter of a core,

$$\left. \begin{aligned} D &= \sqrt{\frac{mPq}{\vartheta f_s k_s}} \left[ \left( \frac{(1 + \gamma_w)}{\pi} \mp \frac{\pi k_s}{mPq} \right) \left( \sqrt{\frac{2}{K_t K_1 E_e}} \sqrt{\frac{1}{E_w \eta_a}} T^{\frac{1-k}{2}} \right) \right] \\ &= k_{d1} \sqrt{\frac{mPq}{\vartheta f_s k_s}} \left[ \left( (1 + \gamma_w) \mp \frac{\pi k_s}{mPq} \right) \sqrt{\frac{1}{E_w \eta_a}} T^{\frac{1-k}{2}} \right] \end{aligned} \right\} \quad (15)$$

Then the value of  $D$  can be expressed also in the following form

$$\left. \begin{aligned} D &= \frac{1}{\sqrt{\vartheta f_s k_s}} \left[ \frac{(1 + \gamma_w)}{\pi} \sqrt{\frac{1}{S}} \left( \frac{2}{K_t K_1 E_e} \right) \left( \frac{1}{E_w \eta_a} \right) T^{1-k} \mp k_s \sqrt{S} \right] \\ &= \frac{1}{\sqrt{\vartheta f_s k_s}} \left[ k_{d2} (1 + \gamma_w) \sqrt{\frac{1}{S}} \left( \frac{1}{E_w \eta_a} \right) T^{1-k} \mp k_s \sqrt{S} \right] \end{aligned} \right\} \quad (16)$$

In above expression,

$$k_{d1} = \frac{1}{\pi} \sqrt{\frac{2}{K_t K_1 E_e}}, \quad k_{d2} = \frac{1}{\pi} \left( \frac{2}{K_t K_1 E_e} \right)$$

and corresponding values for various values of  $K_1$  are as follows:

$K_1$	$k_{d1} = \frac{1}{\pi} \sqrt{\frac{2}{K_t K_1 E_e}}$	$k_{d2} = \frac{1}{\pi} \left( \frac{2}{K_t K_1 E_e} \right)$
0,18	20,8	1360
0,215	19	1140
0,265	17	925
0,321	15,6	763
0,40	13,0	612
0,50	12,5	490

In the foregoing equations the value of efficiency  $\eta_a$  was assumed to be  $\eta_a = 1$ . Since in the case of modern design of waterwheel-driven synchronous generators  $K_1 = 0,215$  and  $\frac{1-k}{2} = 0,2$ , the general equation of  $D$  for modern synchronous generators becomes as follow:

$$D = 19 \sqrt{\frac{mPq}{\vartheta f_s k_s}} \left[ (1 + \gamma_w) - \frac{\pi k_s}{mPq} \sqrt{\frac{1}{E_w}} T^{0,2} \right]. \quad (17)$$

Now if we assume  $\vartheta = 2000$ ,  $f_s = 0,2$ ,  $\gamma_w = 1$ ,  $k_s = 3$ ,  $m = 3$  and  $E_w = 1$  in above expression we can compute values of  $mPq$  as a function of  $T$  as shown in Table 3 and in Fig. 4. Fig. 4 is very con-

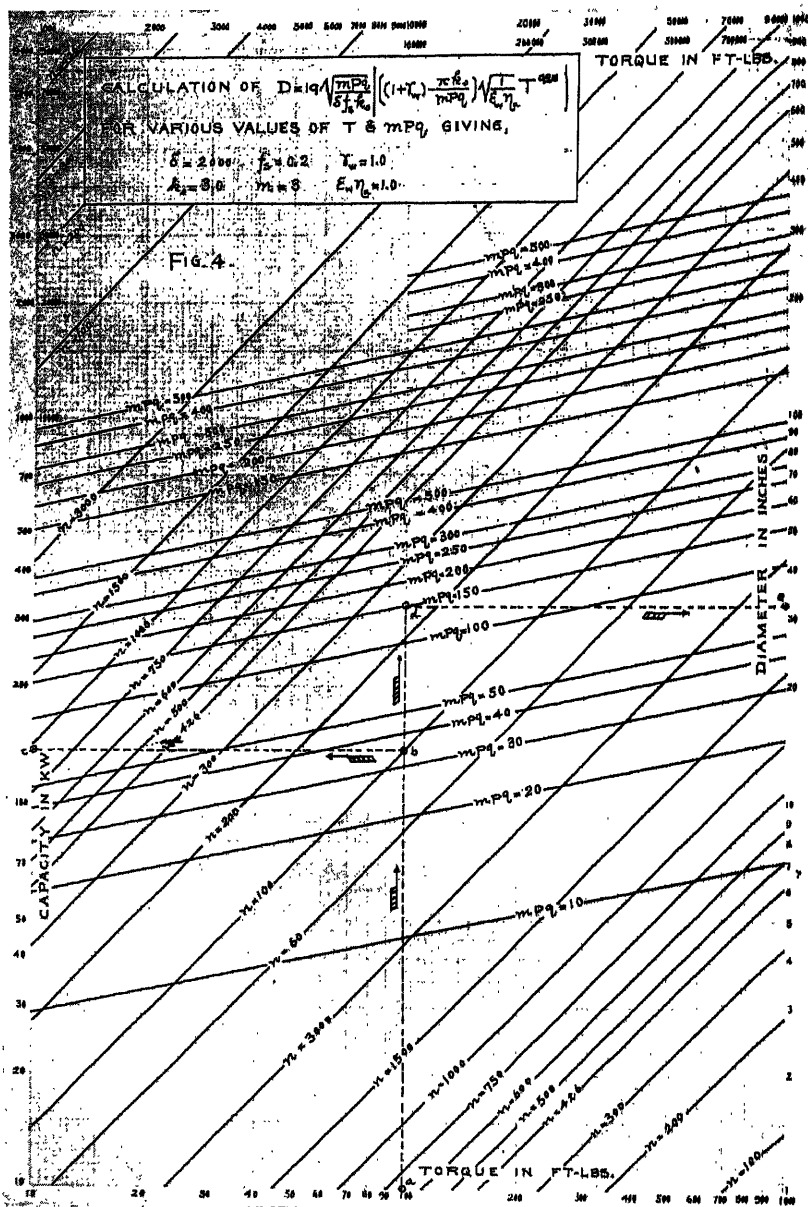


Fig. 4.

Table 3. Calculation of  $D = 19 \sqrt{\frac{mPq}{\delta f_s k_s}} \left[ (1 + \gamma_w) - \frac{\pi k_s}{mPq} \right] \sqrt{\frac{1}{E_w \eta_a}} T^2$  for various values of  $T$  and  $mPq$  giving,

$$\delta = 2000, \quad f_s = 0.2, \quad \gamma_w = 1.0, \\ k_s = 3.0, \quad m = 3, \quad E_w \eta_a = 1.0.$$

T	$mPq$ 10	$mPq$ 20	$mPq$ 30	$mPq$ 40	$mPq$ 50	$mPq$ 100	$mPq$ 150	$mPq$ 200	$mPq$ 250	$mPq$ 300	$mPq$ 400	$mPq$ 500
10	2,89	5,90	8,0	9,7	11,0	16,5	20,4	23,7	26,8	29,4	34,1	38,0
50	3,96	8,09	10,9	13,4	15,1	22,6	27,9	32,5	36,8	40,2	46,7	52,0
100	4,55	9,29	12,6	15,2	17,4	25,9	32,1	37,3	42,3	46,2	53,6	59,8
150	4,92	10,0	13,6	16,4	18,8	28,1	34,7	40,3	45,6	50,9	58,0	64,6
200	5,21	10,6	14,4	17,4	19,9	29,7	36,8	42,8	48,4	53,0	61,5	68,5
300	5,63	11,5	15,6	18,8	21,5	32,2	39,8	46,2	52,3	57,2	66,4	74,2
500	6,22	12,7	17,3	20,7	23,7	35,5	43,9	51,0	57,8	63,2	73,3	81,8
1000	7,13	14,5	19,7	23,8	27,2	40,6	50,3	58,5	66,2	72,3	84,0	93,6
2000	8,17	16,7	22,6	27,3	31,2	46,6	57,8	67,1	76,0	83,2	96,5	107
3000	8,85	18,1	24,4	29,5	33,8	50,4	62,4	72,5	82,2	89,8	104	116
5000	9,77	20,0	27,0	32,6	37,3	55,8	69,0	80,2	90,8	99,4	115	129
10000	11,2	22,9	30,9	37,4	42,8	64,0	79,2	92,0	104	114	132	147
30000	13,9	28,3	38,3	46,3	53,0	79,2	98,0	114	129	141	164	182
50000	15,4	31,4	42,3	51,2	58,6	87,7	108	126	143	156	181	202
100000	17,6	35,9	48,5	58,6	67,2	100	124	144	163	178	207	231
500000	24,1	49,2	66,6	80,5	92,3	138	170	198	224	245	284	317
1000000	27,6	56,4	76,3	92,2	105	157	195	226	256	281	326	363
5000000	37,6	77,5	104,6	126,3	145	216	266	311	352	385	447	498

venient for finding relation that exists between the torque, the number of slots, the speed and the kW capacity of this type of electric machines.

The data shown in Table 3 and in Fig. 4 have been obtained assuming  $f_s = 0.2$ . For other values of  $f_s$  the same line of calculation can be easily made to find at once the effect of insulation on size or diameter of electric machines. That is, we can find the effect of voltages of electric machines upon their core diameters. Furthermore, in case the magnetic loading is kept constant, the change of the diameter is the direct measurement of the machine size, furnishing a fundamental basis for economical consideration of electric machines.

### Conclusion.

The author wishes to conclude with the following additional remarks:

1. The appended tables and figures have been prepared by taking the magnetic constitutive coefficient  $K_1 = 0.215$  this being best suited for waterwheel-driven three-phase synchronous generators of modern design.

2. The appended tables and figures include data sufficient to cover this type of electric machines of 2 to 100 poles. But some extreme portion of the given data is inapplicable for waterwheel-driven generators, and thus is of merely academic interest. Care should be exercised in selecting the suitable number of poles according to the required machine capacity in actual application.

3. For other values of  $K_1$  similar tables and figures can be prepared as required.

4. In all calculations, winding factors were assumed to be  $E_w = 1$  and form factor  $E_e = 1.11$ . For other values of  $E_w$  and  $E_e$  suitable correction should be made.

It is interesting to note here the fact that the magnetic constitutive coefficient  $K_1$  is nearly constant for all three-phase synchronous machines, old and new; in fact,  $K_1 = 0.265$  for very old machines while it is 0.215 for modern synchronous machines. Then again the use of smaller values of  $K_1$  corresponds to the use of higher values of electric constitutive coefficient  $K_2$ , thus imparting to electric machines a higher armature reaction, and also a bad voltage regulation.

It follows, therefore, that the use of constant values of  $K_1$  for design analysis of synchronous machines may afford a key to studying electric machines of the same inherent characteristics. However, there is general tendency that the value of  $K_1$  is a little larger for high speed machines, such as turbo-blowers. On the other hand it becomes slightly smaller for low speed machines.  $K_1 = 0.215$  is a mean value which is most suitable for moderate speed machines of modern design, thus affording a key for making an analytic study of electric machines with a suitable precaution outlined above.

In design of d. c. machines, rotary converters, a. c. commutator machines following precautions are necessary:

1. That the terminal voltage is the resultant of the specific voltage.
2. The specific voltage should be so selected as to limit the critical value below the sparkless commutation.

Hence, there is always a limit to the terminal voltage of commutator machines, but it differs in its nature from those machines which do not have commutators.

In design of extra high terminal voltage rotary electrical machines it is highly important to pay a careful consideration for obtaining a good flow of heat from conductors to core, thus making it necessary to use higher value of  $K_1$  compared with low voltage machines. This is true especially in the case of steam turbine generators. Furthermore, in such cases the ratio of the depth  $s_d$  to the width  $s_w$  of slots  $k_s$  must be made sufficiently large, thus selecting comparatively a narrow and deep slot, although it is rather difficult to state its numerical values here in a general statement of this kind.

After all, it can be seen that the author made a calculation of windings for extra high terminal voltage electric machines based upon the specific voltage which is a constitutive element of the terminal voltage after empirical laws have been deducted for constitutive elements of electric machines. The layer insulation of coils is then taken up and solved with a basic consideration on the specific voltage, making the way for a solution of technical problem on coil winding of extra high terminal voltage electric machines, and thus affording a basis for economical consideration of the problem — for example, calculation of actual factory cost in building such electric machines. Then, the thickness of insulation and its effect on machine size is taken care of by the space factor which enters into the calculation of active phase belt of electric machines.

An example is given for calculation of required data to point out an easy solution of problem relating to terminal voltage, insulation thickness and space factor of extra high terminal voltage electric machinery, as it is believed that any factory can solve these problems by depending upon experiences.

### **Zusammenfassung.**

Der Bericht behandelt eine Anzahl Grundprobleme, welche die Voraussetzung für technische und wirtschaftliche Betrachtungen über elektrische Maschinen mit besonders hoher Spannung bilden. Trotzdem die vorliegende Abhandlung sich auf moderne Synchronomgeneratoren für Wasserkraftmaschinen beschränkt, geben eine Anzahl Abbildungen und Tabellen genügend Gelegenheit, die nötigen Zahlenunterlagen für andere Typen elektrischer Maschinen zusammenzustellen.

Der Bericht enthält einen Kalkulationsentwurf für Maschinen bis 200 000 kW und bis zu einer Phasenspannung von 200 000 V, aber es können weitere zahlenmäßige Werte für noch höhere Spannung leicht berechnet werden durch Verlängerung der in den Abbildungen gegebenen Linien.

Der theoretische Teil des Berichts basiert auf der „Theorie der Aufbauelemente für elektrische Maschinen“, die vom Verfasser aufgestellt wurde. Ferner klassifiziert und bespricht der Verfasser die Frage elektrischer Maschinen mit besonders hoher Spannung in nachstehender Reihenfolge:

1. Einleitung.
2. Über die spezifische Spannung als Einflußfaktor der Klemmenspannung.
3. Entwurf für besonders hohe Klemmenspannung.
4. Einfluß besonders hoher Klemmenspannung auf die Größe elektrischer Maschinen.
5. Abschluß.

Deutschland

## Asynchronmaschinen und ihre Verwendung zur Blindleistungserzeugung

Zentralverband der deutschen elektrotechnischen Industrie und  
Vereinigung der Elektrizitätswerke

*Dr.-Ing. M. Schenkel, Dr.-Ing. W. Sarfert und Mitarbeiter*

### I. Einführung

#### 1. Allgemeine Gesichtspunkte

Der Bau von Asynchronmaschinen mit eigener Blindstromerzeugung ist eine Folge der Bestrebungen, den Leistungsfaktor im Netz zu verbessern. Über die Ursachen zu diesen Bestrebungen soll an dieser Stelle nichts gesagt werden, da sie als bekannt vorauszusetzen sind. Die Wahl der Asynchronmaschine ist für diese Zwecke trotz der oft weniger einfachen Schaltung und Bauart ihrer Erregermaschine teils notwendig, teils berechtigt aus Gründen, die im folgenden aufgeführt sind. Im Voraus sei erwähnt, daß die Asynchronmaschine reich an Möglichkeiten ist, sie verschiedenen technischen Anforderungen anzupassen, reicher als die synchrone. Bei der Bewertung der Gründe hat man in Betracht zu ziehen, daß man bei den Bemühungen, Leistungsfaktoren zu verbessern, in der Regel noch andere Aufgaben zu berücksichtigen hat, vor allem solche, welche die Stromerzeugung oder der Stromverbrauch stellt. Handelt es sich ausschließlich um Leistungsfaktorverbesserung, so tritt die Asynchronmaschine in erfolgreiche Konkurrenz mit dem Kondensator, dessen Durchbildung zur Zeit erst in der Entwicklung begriffen ist. Handelt es sich um die Aufgabe gleichzeitiger Stromerzeugung oder Stromverbrauches, so hat die Asynchronmaschine den Wettbewerb mit der Synchronmaschine zu bestehen. Dabei sind übrigens die Gesichtspunkte für einen Vergleich verschieden, je nachdem es sich um Erzeugung oder Verbrauch handelt. Die im folgenden aufgeführten Gründe für die Wahl der Asynchronmaschine sind daher so geordnet, daß der Vergleich mit der Synchronmaschine in den Vordergrund gestellt ist. Erst die letzten der angeführten Gründe gelten für Fälle, wo ein Vergleich mit der Synchronmaschine nicht in Betracht kommt, sondern wo es sich lediglich darum handelt, über die Eigenschaften der Asynchronmaschine an sich zu sprechen.

a. Das Anlassen der Asynchronmaschine ist leichter und kräftiger als bei der Synchronmaschine, sofern nicht die Größe der Maschine überhaupt einen Anwurfmotor bedingt.

b. Der Wegfall des Synchronisierens bedeutet in vielen Fällen eine große Erleichterung für die Betriebsführung.

c. Es liegt in der Natur der Asynchronmaschine, daß sie bei Veränderungen im Netz (Spannungsstöße, fremde Taktgeber) bedeutend unempfindlicher und stabiler als die Synchronmaschine ist, da sie keine ausgesprochene Gleichgewichtslage wie diese besitzt. Man kann zwar im allgemeinen über die Stabilität der Synchronmaschinen nicht klagen, indessen ergeben sich doch Unterschiede zugunsten der Asynchronmaschine dann, wenn die Marktlage zu einer hohen Ausnützung des Materials und damit zur Inanspruchnahme der äußersten Grenzen der Maschineneigenschaften nötigt. Die größere Unempfindlichkeit der Asynchronmaschine kommt ferner vor allem da in Betracht, wo wenig oder kein Bedienungspersonal vorhanden ist (industrielle Werke, automatische Anlagen)<sup>1</sup>.

d. Die Asynchronmaschine ist von besonderem Vorteil bei Betrieben mit starken Belastungsstößen. Auch wenn sie nur mit ihrem natürlichen Schlupf arbeitet, können ihre eigenen Schwungmassen und die des Antriebes die Stöße zu einem wesentlichen Teil vom Netz fernhalten. In manchen Fällen kann man bei Verwendung der Asynchronmaschine ein kleineres billigeres Schwungmoment benutzen. In jedem Falle ist die Gefahr des Außertrittfallens für die Asynchronmaschine geringer als für die Synchronmaschine. *Besonders wichtig und wertvoll ist, daß gerade die für die Zwecke der Blindleistungserzeugung angewandten Erregungseinrichtungen ausnahmslos das Kippmoment erhöhen*, ein Vorgang, der mit der eigenen Blindstromerzeugung physikalisch untrennbar verbunden ist.

e. Das Kurzschlußverhalten der Asynchronmaschine mit eigener Blindstromerzeugung ist günstiger als das der entsprechenden Synchronmaschine. Diese Eigenschaft kommt in verschiedener Weise zur Geltung, je nachdem, ob die Asynchronmaschine den Zwecken der Stromerzeugung oder des Stromverbrauches dient. Ihre Ursache hat sie darin, daß die Asynchronmaschine bei Kurzschlüssen ihre Läuferstreuung mehr zur Geltung bringt, weil ihr in der Regel die Dämpferwicklung fehlt, welche die Synchronmaschinen sehr oft entweder aus technischen Gründen haben müssen oder doch aus Gründen der Vorsicht erhalten. Nur besondere Umstände, wie z. B. die Beseitigung von Netzunsymmetrien, würden dahin führen, auch die Asynchronmaschine mit einer Dämpferwicklung zu versehen, in welchem Falle dann ihr Kurzschlußverhalten sich dem der Synchronmaschine wieder nähert. Bekanntlich bestimmen sich die Kurzschlußverhältnisse von Maschinen aus ihren Streuungsverhältnissen. Während man bei Synchronmaschinen in der Regel mit Streuung in der Größenordnung von 20 % zu

<sup>1</sup> Daß man häufig Asynchronmotoren unnötigerweise bei Spannungsabsenkungen abschalten läßt, weist Dr. Sommer in Mitteilung der Vereinigung der Elektrizitätswerke, Jahrg. 1929, Nr. 488 nach.



rechnen hat, ist bei Asynchronmaschinen eine Streuung von 25 bis 30 %, bei sehr großen Maschinen sogar 35 % die Regel.

Daher ist bei der Asynchronmaschine die Spitze des Stoßkurzschlußstromes im Verhältnis zum Dauerkurzschlußstrom — dessen Höhe nicht bloß von der Maschine selber, sondern auch von ihrer Erregungsweise abhängt — *immer* niedriger als bei der Synchronmaschine und klingt schneller ab. Netze, an welche Asynchronmaschinen angeschlossen werden, werden daher in ihrem Stoßkurzschlußwert nicht so sehr erhöht, als wenn nur Synchronmaschinen angeschlossen würden.

Der Dauerkurzschlußstrom<sup>2</sup> der Asynchronmaschinen ist aber auch oft kleiner. Er beträgt, wenn man nur den meistens vorkommenden zweipoligen Netzkurzschluß in Betracht zieht, nach Versuchen nur etwa 70 % des Wertes bei der Synchronmaschine. Hierzu ist zu bemerken, daß dieser Wert von der Auslegung und der Erregungsweise der Maschine abhängt, und je nach der vorliegenden Aufgabe sich auch dem für die Synchronmaschine nähern kann.

Die Heranziehung des Dauerkurzschlußstroms für einen Vergleich gilt natürlich nur für solche Maschinen, denen keine besonderen Aufgaben zur Spannungshaltung des Netzes zugewiesen sind. Für Maschinen, die zur Spannungshaltung nacherregt werden, ist er natürlich von keiner weiteren Bedeutung. Indessen sind diese Maschinen vorläufig noch in der Minderzahl gegenüber solchen, die lediglich den Zweck der Blindleistungserzeugung verfolgen, ohne zur Spannungshaltung mit Hilfe einer Nacherregung herangezogen zu werden.

f. Betrachtet man die Blindleistungsmaschine als Mittel zum Festhalten der Spannung an den Stützpunkten des Netzes, so ist es richtig, daß es in der Eigenart der Synchronmaschine liegt, dieses Regulierprinzip zu unterstützen; denn die Synchronmaschine liefert bei abnehmender Netzspannung, konstante Erregung vorausgesetzt, größere kapazitive Blindströme und bei zunehmender Spannung kleinere kapazitive Ströme als der Nennstrom ins Netz. Die Umkehrung vom kapazitiven in den induktiven Blindstrom findet für Nennlasterregung bei ca. 130 bis 140 % der Nennspannung statt.

Es ist weiter richtig, daß die asynchrone, Blindleistung erzeugende Maschine in der Normalschaltung diese Eigenschaften nicht besitzt.

Da jedoch die Asynchronmaschine mit Wechselstrom erregt wird, so hat man bei ihr die Möglichkeit, mit Hilfe von einfachen Wechselstromapparaten, wie Transformator und Drosselspule, die sich bei der Synchronmaschine nicht verwenden lassen, noch mehr zu erreichen, als die Synchronmaschine zu schaffen vermag. Schaltet man beispielsweise in den Erregerkreis der Erregermaschine einen Transformator in Serie mit gesättigter Drossel derart ein, daß die Sekundärwicklung dieses Transformators im normalen Betriebe der Sekundärspannung des Erregertransformators entgegenarbeitet, so läßt sich erreichen, daß der ins Netz gelieferte kapazitive Blindstrom  $J$  bei abnehmender

<sup>2</sup> Unter „Dauerkurzschlußstrom“ ist hier nicht der vom Asynchronmotor her bekannte, bei dessen Stillstand auftretende Strom verstanden, sondern ein Strom, der bei erregtem Läufer und 2- oder 3poligem Kurzschluß des Netzes sich nach Abklingen des Stoßstromes einstellt.

Spannung sehr rasch ansteigt und bei zunehmender Spannung sehr rasch abnimmt. Die Asynchronmaschine ist dann in bezug auf Änderungen der Netzspannung  $U$  wesentlich empfindlicher als die Synchronmaschine, da nun  $dJ/dU$  am Vollastpunkt bei ihr größer ist. Beispielsweise beträgt der Wert  $dJ/dU$  für die Asynchronmaschine 5, für die Synchronmaschine nur 0,76. Hierbei kommt der Asynchronmaschine der kleinere Luftspalt zustatten, und weiter arbeitet eine derartige Compoundierung ohne Trägheit, 2 Punkte, die besonders hervorzuheben sind. Während bei höheren Spannungen der Strom der Synchronmaschine normalerweise erst bei 130 bis 140% der Nennspannung umkehrt, kehrt bei der Asynchronmaschine bei entsprechender Bemessung der Hilfsapparate der Strom bereits bei etwa 110% der Nennspannung um. Nur bei kleinen Spannungen etwa im Bereich zwischen 30% und 0% der Nennspannung (satter Kurzschluß) liefert die asynchrone Blindleistungsmaschine weniger Blindstrom als die Synchronmaschine. Man kann aber die Regelapparate (Drossel und Transformator) so bemessen, daß der Bereich, in dem die Asynchronmaschine kleinere Ströme liefert als die Synchronmaschine, noch kleiner wird. Mit Hilfe von sich selbst erregenden Drehstromerregemaschinenanordnungen gelingt es endlich, auch noch bei Kurzschluß Blindstrom zu liefern, der ein Mehrfaches des Nennstroms sein kann.

g. Bei den Erwägungen, ob eine Synchronmaschine oder eine Asynchronmaschine zu wählen ist, spielt selbstverständlich die Preisfrage eine ausschlaggebende Rolle. Zu dieser Frage ist folgendes zu bemerken:

Alle Erregereinrichtungen der Asynchronmaschine gestatten eine günstigere Verteilung der Verluste auf Ständer und Läufer und erlauben oft in Verbindung mit der erwähnten Erhöhung des Kippmomentes oder der besseren Raumausnutzung bei gegebenem Außendurchmesser eine Erhöhung der Typenleistung von 10, 15 und bei Langsamläufnern auch 25% gegenüber einer im Läufer unerregten, kurzgeschlossenen Asynchronmaschine. Die Ausnutzung dieser Vorteile wirkt sich so günstig aus, daß trotz der eigenen Erzeugung der Blindleistung durch eine Drehstromerregemaschine die Verluste des Maschinensatzes nicht erhöht werden.

Die Blindleistung ist für Über- und Untererregung gleich groß. Ist für eine Anlage lediglich Übererregung verlangt, so ist von diesem Gesichtspunkt aus betrachtet, ein Unterschied zwischen der Asynchron- und der Synchronmaschine nicht vorhanden. Da aber oft nur die gesamte zu erreichende Variation in der Blindleistung durch die Betriebsbedingungen festgelegt ist, ist die Wahl einer leichteren kleineren, also billigeren und weniger Verluste verursachenden Maschine möglich als die Synchronmaschine ist, die durch eine gleiche Forderung mindestens im Läufer verteuert, meistens aber auch im Modell vergrößert wird.

Unter Berücksichtigung dieser Punkte ist man zu dem Ergebnis gekommen, daß die Asynchronmaschine auch im Preise mit der Synchronmaschine konkurrieren kann. Ob der Preisunterschied nach oben oder nach unten geht, hängt natürlich von dem Einzelentwurf der Maschine

ab; die Meinungen sind in dieser Beziehung noch nicht vollkommen geklärt. Darüber aber besteht Sicherheit, daß ein evtl. Mehrpreis der Asynchronmaschine einschließlich Erregereinrichtung nur gering ist, und daß der Mehrpreis erst dann etwas mehr ins Gewicht fällt, wenn die Maschinen für mehr als 25% Überdrehzahl ausgeführt werden müssen. Aber auch in solchen Fällen bleibt der Prozentsatz des Mehrpreises der Asynchronmaschine stets unter 10%. In den meisten Fällen wird daher die Entscheidung so lauten, daß sich der angewandte Mehrpreis durch die technischen Vorteile der Asynchronmaschine bezahlt macht. Bei der noch nicht völlig abgeschlossenen Entwicklung der Asynchronmaschine ist außerdem noch eine weitere Abnahme des Preisunterschiedes zu erwarten.

h. Die Verluste der Synchronmaschine sind etwas niedriger wegen der elektrisch besseren Raumausnutzung des Läufers mit ausgeprägten Polen.

i. Die Asynchronmaschine hat eine Vereinfachung der Schaltanlagen für automatische Zentralen zur Folge.

k. Sie ist allein imstande, bei unveränderter Netzfrequenz mit veränderter Drehzahl zu arbeiten. Für manche industrielle Antriebe und für das im folgenden noch genauer behandelte Problem der Netzkupplung ist diese Eigenschaft oft ausschlaggebend.

Eigenschaften der Asynchronmaschine, die nicht zum Vergleich mit der Synchronmaschine in Betracht zu ziehen sind, aber für bestimmte Verwendungszwecke der Asynchronmaschine an sich von Interesse sind, sind ferner noch folgende:

l. Die meisten Asynchronmaschinen mit eigener Blindstromerzeugung gestatten auch im Leerlauf eine Kompensation ihres eigenen Blindstrombedarfs oder sogar Abgabe von Blindleistung. Grundsätzlich ist hierzu eine Nebenschluß- oder Fremderregung der Kommutatormaschine oder wenigstens eine auf andere Weise zu erreichende Selbsterhaltung ihrer Erregung bei Leerlauf notwendig.

m. Die Nutenharmonischen lassen sich trotz kleineren Luftspaltes mit Hilfe von Sehnungen glatt beseitigen, wobei sogar wesentlich mehr geleistet werden kann als z. B. die Deutschen Maschinennormalien heute fordern.

Die soeben erwähnten Eigenschaften bekommt die Asynchronmaschine nur, wenn sie mit Kommutatormaschinen zusammen läuft, die man dann ganz allgemein als „Drehstrom-Erregermaschinen“ bezeichnet. Die Wirkung wird dadurch zustande gebracht, daß durch die Kommutatormaschinen elektromotorische Kräfte in den Rotorkreis der Asynchronmaschine eingeführt werden, welche man mit Hilfe der Erregung der Kommutatormaschinen beherrschen, und die man daher in verschiedener, noch zu schildernder Weise zur Erzeugung und Beherrschung des Blindstromes heranziehen kann. Während also die Stromerzeugung im Läufer der kurzgeschlossenen Asynchronmaschine ausschließlich von deren Schlupf und dem im Läuferkreis befindlichen Ohmschen und induktiven Widerstände abhängt, somit der unmittelbaren Einwirkung entzogen ist, kann bei der Asynchronmaschine mit

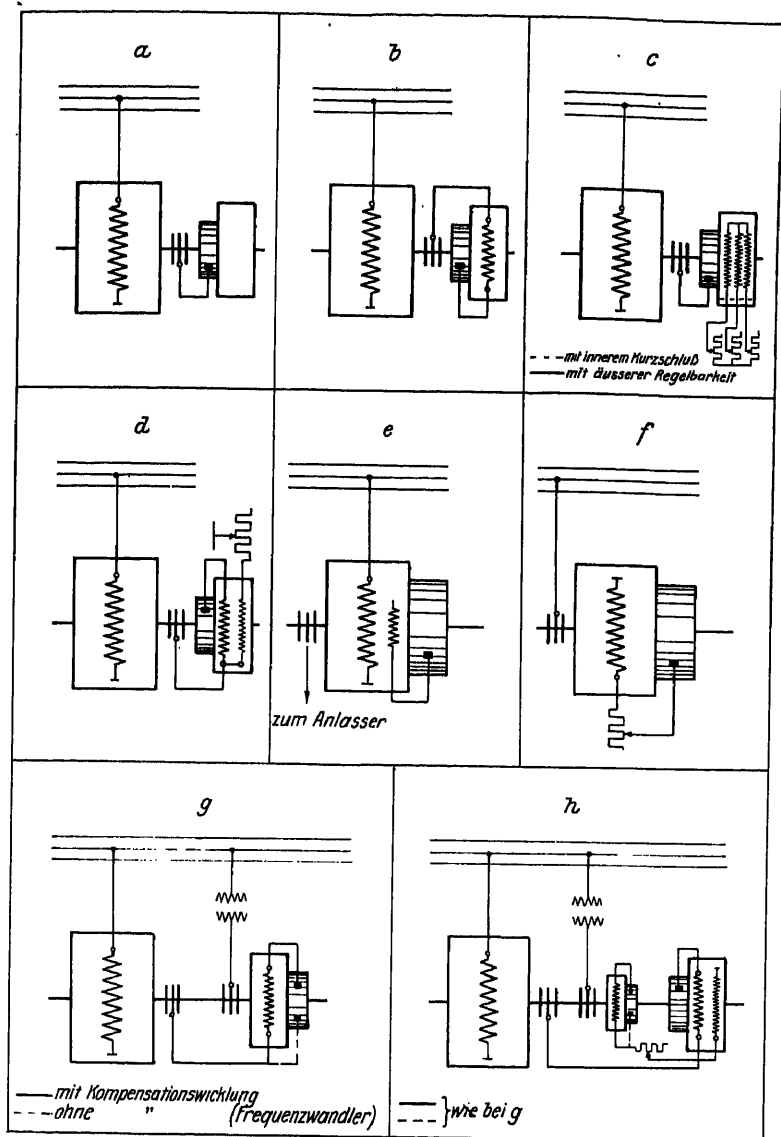


Abb. 1. Die wichtigsten Schaltungen der Asynchronmaschinen mit Drehstrom-Erregermaschinen bei mechanischer Kupplung.

eigener Blindstromerzeugung durch die erwähnte Einführung weiterer EMKE der Strom grundsätzlich nach Belieben beherrscht werden. Über die näheren Abhängigkeiten dieser Beherrschung vom Schlupf und den sonstigen Daten der Asynchronmaschine soll hier deshalb nicht gesprochen werden, weil darüber bereits genügend Arbeiten ver-

öffentlicht worden sind, und grundsätzliche Schwierigkeiten oder Unklarheiten nicht bestehen. Vielmehr ist hier das Hauptgewicht darauf gelegt, zu beschreiben, welche von den verschiedenen vorgeschlagenen Ausführungsformen als praktisch bewährt gelten können.

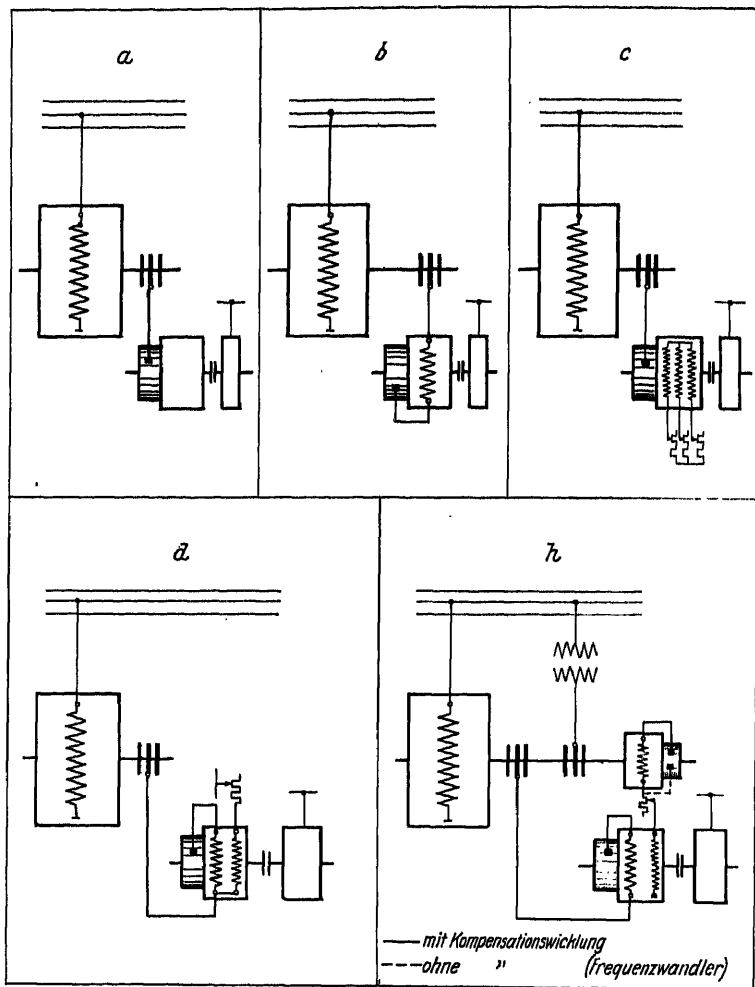


Abb. 2. Die wichtigsten Schaltungen der Asynchronmaschinen mit Drehstrom-Erregermaschinen bei elektrischer Kupplung.

## 2. Die wichtigsten Schaltungen

Die Schaltungen der Asynchronmaschinen mit eigener Blindstromerzeugung unterscheiden sich voneinander einmal durch den *mechanischen Antrieb* und sodann durch die *Art der Erregung* der Kommutatormaschine. Zwecks Kennzeichnung des mechanischen Antriebs bezieht

man diesen auf ihr Verhältnis zur Asynchronmaschine und unterscheidet daher — unter Weglassung eines besonderen Hinweises auf die natürlich immer vorhandene elektrische Verbindung — „mechanische Kupplung“ (Abb. 1) und „elektrische Kupplung“ (Abb. 2).

Die mechanische Kupplung (Abb. 1) kann so weit getrieben werden, daß die Kommutatormaschine sozusagen zum inneren Bestandteil der Asynchronmaschine selber wird; ein Fall, der unter III. behandelt wird. Die mechanische Kupplung erfolgt entweder unmittelbar durch eine meistens starre Kupplung oder, wenn die elektrischen Verhältnisse für die Asynchronmaschine und die Kommutatormaschine zu verschieden sind, über ein Getriebe oder eine Kette. Es ist nicht immer nötig, daß die Kupplung starr ist, vielmehr gibt es auch Anordnungen, bei denen die Kupplung nachgiebig sein darf. Welche Art der Kupplung in Betracht kommt, hängt mit der noch zu besprechenden Erregungsart der Kommutatormaschinen zusammen. Die mechanische Kupplung ist in der Regel als die betriebssicherste anzusehen und wird aus diesem Grunde vielfach bevorzugt. Sie besitzt den Vorteil, daß eine von der Kommutatormaschine hervorgebrachte mechanische Leistung unmittelbar der Welle wieder zugeführt wird, so daß verteuernde Zusatzglieder wegfallen. Die elektrische Kupplung besitzt diesen Vorteil nicht.

Unter „elektrischer Kupplung“ (Abb. 2) werden Anordnungen verstanden, bei denen keine mechanische Verbindung zwischen Asynchron- und Kommutatormaschine vorhanden ist, sondern nur die elektrische. Sie wird angewendet, wenn die räumlichen Verhältnisse zum Bau kurzer Aggregate nötigen, und es in diesem Falle z. B. notwendig ist, die Kommutatormaschine neben der Asynchronmaschine aufzustellen und nicht in ihrer Verlängerung. Dafür erfordert nun die Kommutatormaschine eine besondere Antriebsmaschine. Es gibt aber gewisse besonders einfache Anordnungen, bei denen trotzdem die elektrische Kupplung bevorzugt wird. Dieses ist dann der Fall, wenn die Kommutatormaschine praktisch keine Drehmomente außer ihren Luftreibungsverlusten erfordert oder aufbringt und Hauptstrom- oder Nebenschlußerregung besitzt. Für unruhige Netze ist bei der elektrischen Kupplung der Umstand in Erwägung zu ziehen, daß nach einem Wegbleiben der Netzspannung zwei Anlaßvorgänge mit verschiedenen Anlaßzeiten erforderlich werden, nämlich der für die Asynchronmaschine und der für die Kommutatormaschine. Dieser Umstand führt bei großen Einheiten (Netzkupplung) häufig zur Bevorzugung der mechanischen Kupplung.

Die Erregungsarten der Kommutatormaschine gliedern sich in zwei große Abteilungen, die sich vor allem dadurch unterscheiden, daß die Erregung mit Wechselströmen der Schlupffrequenz, Abb. 1 und 2, A bis D, oder mit Wechselströmen der Netzfrequenz, Abb. 1, E bis G, erfolgt. Beide Arten kommen besonders bei großen Leistungen sehr häufig gleichzeitig vor, Abb. 1, H, und Abb. 2, H, wobei die Erregung mit Netzfrequenz auf eine Hilfskommutatormaschine übergeht. Die Erregung mit Netzfrequenz ist für die Kommutatormaschine immer zugleich eine „Fremderregung“. Bei der Erregung mit Schlupffrequenz

unterscheidet man Hauptstromerregung (Abb. 1 und 2, A bis C) und Nebenschlußerregung der Kommutatormaschine (Abb. 1 und 2, D). Geschieht die Erregung einer der Kommutatormaschinen mit Wechselströmen der Netzfrequenz, so ist bei der mechanischen Kupplung eine starre Kupplung unvermeidlich und bei der elektrischen Kupplung mindestens ein zwangsläufiger Zusammenhang der Drehzahl mit den verschiedenen Frequenzen, eine Aufgabe, die mit synchronem<sup>3</sup>, aber auch — bei umständlicheren Schaltungen — mit asynchronem Antrieb gelöst werden kann. Die Erregung mit Netzfrequenz findet überwiegend derart statt, daß der mit dem Kommutator versehene Anker der Kommutatormaschine noch Schleifringe erhält, welchen die Netzfrequenz zugeführt wird. Sie führt einerseits zu einfacheren, weil mit elektrischen Nebenerscheinungen weniger behafteten, daher eleganteren Schaltungen, ist aber durch die der Netzfrequenz entsprechende Geschwindigkeit des Feldes im Anker aus kommutierungstechnischen Gründen an gewisse Grenzleistungen gebunden, über die im Laufe der folgenden Erörterungen noch zu sprechen sein wird.

Die Erregung mit Schlupffrequenz befreit in der Regel die Maschinen von der Notwendigkeit einer *starren* Kupplung bei mechanischer oder eines die Drehzahl und Frequenzverhältnisse berücksichtigenden Antriebes bei elektrischer Kupplung. Da sich jedoch die Erregung durch Schlupffrequenz in der Regel in der Nähe des Synchronismus abspielt, so bedingt die Rücksichtnahme auf den Ohmschen Widerstand und den sich im Verhältnis zu ihm bei zunehmendem Schlupfe außerordentlich stark ändernden induktiven Widerstand entweder kompliziertere Schaltungen oder Verzicht auf gewisse Eigenschaften der Maschinen. Diesem Nachteil steht aber gegenüber, daß die mit Schlupffrequenz erregten Maschinen wiederum von den elektrischen Kommutierungsbedingungen viel unabhängiger sind, und daß aus dem Grunde die Maschinen mit Schlupffrequenzerregung auch die Bereiche höchster Leistung bestreichen können.

Für alle in Abb. 1 und 2 aufgezeichneten Schaltungen zeigt Abb. 3 den grundsätzlichen Verlauf der Blindstrombildung, in dem über der Leistung der Asynchronmaschine ihr Leistungsfaktor aufgetragen ist. Zum Vergleich ist gestrichelt der Leistungsfaktor der Asynchronmaschine dargestellt, den sie bei kurzgeschlossenem Läufer haben würde. Man erkennt, daß alle Schaltungen zur Phasenkompensation von mindestens  $\frac{1}{2}$  bis  $\frac{1}{1}$ -Last geeignet sind, wie z. B. a, wobei der Arbeitsbereich an der unteren Grenze durch passende Wahl der Sättigung der Kommutatormaschine noch erweitert werden kann, die meisten, wie b bis f, auch noch zur Phasenkompensation im praktischen Leerlauf (b, c, d)<sup>4</sup> oder sogar im Synchronismus (d, e, f) und einige wie d, f, g und h auch zur Abgabe von Blindleistung, die bis Leerlauf zunimmt.

Im dreipoligen Kurzschluß des Netzes verlieren alle Schaltungen nach

<sup>3</sup> J. Kozisek, E. T. Z. 1926, S. 989.

<sup>4</sup> Die Maschinen nach c bewirken die Kompensation mit Hilfe einer ganz oder über Widerstände kurzgeschlossenen Ständerwicklung; vgl. Brüderlink, Archiv f. Elektrotechnik Bd. 16, Jg. 1925, S. 263, die Maschine nach d erregt sich selbst mit Drehstrom kleiner Frequenz, unter Umständen je nach Einzelheiten des Entwurfs auch mit Gleichstrom.

Abb. 1 und 2 ihre Wirksamkeit, doch gibt es Schaltungen, die auch dann noch Blindstrom liefern, vgl. S. 4, Abschnitt f.

Die Regelung der Ankerspannung der Kommutatormaschinen und damit der Blindleistung der Asynchronmaschinen gestaltet sich bei Erregung mit Netzfrequenz am einfachsten: Schalt- oder Drehtransformatoren genügen. Synchrone Hilfsaggregate sind auch im Gebrauch, um die einfache Regelung in Gleichstromkreisen mittelbar anwenden

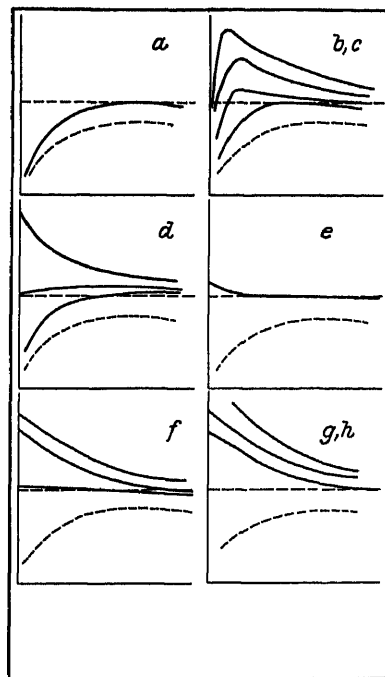


Abb. 3. Leistungsfaktor in Abhängigkeit von der Wirklast für die Schaltungen Abb. 1 und 2.

zu können. Bei der Erregung mit Schlupffrequenz sind meist Ohmsche Widerstände oder Bürstenverschiebung im Gebrauch, in gewissen Fällen aber auch induktive Widerstände. Bei Anwendung mehrerer Kommutatormaschinen (Abb. 1 und 2, h) werden die Regelapparate besonders klein.

### 3. Die wichtigsten konstruktiven Ausführungsformen

Die wichtigsten konstruktiven Ausführungsformen kennzeichnen sich dadurch, daß der für die Lösung der Aufgabe wichtige Kommutator in die Maschine selbst eingebaut sein kann, Abb. 1 e, f, worüber unter Punkt III Näheres erläutert wird, ferner dadurch, daß der Kommutator auf eine besondere Erregermaschine, auch Schlupfmaschine genannt, gebracht ist, die entweder direkt angebaut (Abb. 1 a, b, c, d,



g, h) oder getrennt aufgestellt sein kann (Abb. 2). Diese konstruktiven Ausführungen entsprechen den unter 2. bereits erwähnten Kupplungsarten. Die Gebiete, welche die verschiedenen Erregermaschinen beherrschen, sind dort auch schon erwähnt worden. Hiernach ergibt sich also, daß die mit Netzfrequenz erregten Erregermaschinen je nach den verschiedenen Aufgaben für die kleineren Leistungen die geeigneteren sind, die mit Schlupffrequenz erregten mit Ausnahme der hauptstrom-erregten dagegen für die größeren Leistungen. Diese Verwendungszwecke ergeben sich auch deshalb, weil, wie bereits erwähnt, die mit Netzfrequenz erregten Erregermaschinen die einfacheren Schaltungen haben und daher hinsichtlich ihres Preises bei kleinen Maschinen die erforderliche Wirtschaftlichkeit gewährleisten, wogegen die umständlichere und teure Schaltung der mit Schlupffrequenz erregten Erregermaschinen bei den größeren Leistungen gleichfalls noch die Wirtschaftlichkeit zu erzielen gestattet.

Die Maschinen mit Hauptstromerregung allein durch den Anker (Abb. 1 und 2a) und die einfachen Frequenzwandler (Abb. 1g, sowie Abb. 1 und 2h, Hilfsmaschine) besitzen im Ständer nicht immer Wicklungen und werden der Vereinfachung und Verbilligung halber sogar ständerlos gebaut, sofern ihre Leistung ein gewisses Maß nicht übersteigt.

Die Ausführung aller Maschinen richtet sich nach den Kommutierungsbedingungen. Diese sollen, als bekannt, hier deshalb nicht behandelt werden, weil nur Maschinen angeführt sind, bei denen das Wechselstrom-Kommutierungsproblem unbedingt allgemein als gelöst angesehen wird. Zur Unterstützung der Kommutierung bedient man sich mit zunehmender Größe der Maschinen zunächst einer Kompensationswicklung, bei weiter wachsender Größe außerdem noch entweder vergrößerter Luftspalte am Kommutierungsort oder der Wendepole. Letztere sind bei den großen, mit Schlupffrequenz erregten Maschinen, von denen die zuerst von *Scherbius*<sup>5</sup> in diesen Zweig der Technik eingeführte die bekannteste ist, die Regel. Die Grenze der Ausführbarkeit bestimmt meist die vom Hauptfeld induzierte Spannung unter den Bürsten. Die Stromwendespannung sucht man durch Wendepole klein und auch noch durch Kompensationswicklungen zum Anker mit Erfolg rein zu halten.

## II. Der Asynchronmotor mit Erregermaschine und seine Verwendung für industrielle Antriebe

Man teilt in Deutschland durchaus nicht den amerikanischen Standpunkt, auch für industrielle Antriebe den Synchronmotor einzuführen, und folgert aus den dortigen Bemühungen, ihn dafür „geeigneter“ zu machen, daß seine Schwächen vielfach störend sind.

Der Asynchronmotor besitzt für industrielle Antriebe bekanntlich besondere Vorzüge gegenüber dem Synchronmotor. Diese Vorzüge liegen seit alters in seinem kräftigen Kippmoment, in der größeren Überlastbarkeit, in der geringen Gefährdung bei schweren Antrieben

<sup>5</sup> Der oft beschriebene Aufbau dieser Maschine muß hier aus Platzgründen als bekannt angenommen werden; vgl. *Seitz*, Elektrotechnik u. Maschinenbau, Jahrg. 1924, S. 100.

mit stoßweiser Belastung und in der geringeren Rückwirkung auf die Netze.

*Diese Eigenschaften sind durch die Verbindung des Asynchronmotors mit der Drehstromerregemaschine noch wesentlich gesteigert worden, so daß ein derartiger Maschinensatz ein besonders wertvolles Mittel für die genannten Betriebe vorstellt.* Es ist natürlich eine angenehme Zugabe, daß der Asynchronmotor sich außerdem noch seinen Blindstrom selbst erzeugt. Für die Asynchronmotoren für industrielle Antriebe kommen im allgemeinen wegen der mittelgroßen Leistungen und gemäßigten Ansprüche an die Blindleistung die einfachen Erregeranordnungen nach Abb. 1 und 2a bis d in Betracht, wobei die gesonderte Aufstellung der meist klein ausfallenden Erregermaschinen nach Abb. 2a bis d als Vorzug zu bezeichnen ist. Auch ist die Drehzahl frei wählbar, wodurch schwere und teure Maschinen vermieden werden. Die Erregermaschinen mit Hauptstromerregung, Abb. 1 und 2a bis c, werden bis zu Eigenleistungen von 45 kVA bei 600 U/min, bis 50 kVA bei 750 U/min, bis 40 kVA bei 1000 U/min und bis 25 kVA bei 1500 U/min ausgeführt. Der Antrieb erfolgt meistens durch einen normalen Drehstromasynchronmotor, ist aber an und für sich beliebig. Mechanische Kupplung kommt daher bei passenden Raumverhältnissen auch sehr oft vor. Das Kippmoment, die Überlastung und der kompensierende Arbeitsbereich der hauptstromerregten Maschine, Abb. 1a, kann noch durch Sättigung gesteigert werden. Zu der Frage, von welcher Größenordnung von Motoren an man derartige Kommutatormaschinen anwenden soll, ist zu sagen, daß sich dies von etwa 40 kW an wirtschaftlich gestalten läßt. Es sind auch da, wo die einfache hauptstromerregte Maschine nicht mehr allein ausreicht, Anlagen mit zwei solchen Maschinen von je 32 kVA Eigenleistung zur Ausführung gekommen. Im allgemeinen kann man mit den hauptstromerregten Maschinen Motoren bis etwa 5000 kW bei mittlerer Drehzahl auf den Leistungsfaktor 1 bringen.

Die eigene Blindleistungserzeugung wirkt sich besonders günstig bei Langsamläufers aus, wie z. B. mit Kompressoren gekuppelten Motoren usw. Abgesehen davon, daß man hier sonst mit den niedrigsten Leistungsfaktoren zu tun hat, gestatten die Erregermaschinen eine Vergrößerung des Luftspaltes, also eine Erhöhung der Betriebssicherheit. Langsamläufer, welche mit Hauptstrom-Erregermaschinen verbunden sind, genießen noch den Vorteil, daß die kompensierende Wirkung der Hauptstromerregung nicht von der Netzspannung abhängt, sondern nur vom Strome, also von der Belastung. Solche Maschinen halten dann ihr erhöhtes Kipp- oder Überlastungsmoment auch mit sinkender Spannung recht gut aufrecht. Beispielsweise besitzt ein Motor für 75 U/min in der Größe 300 kW bei der Frequenz 50 ohne Erregermaschine bei normaler Spannung das 1,5fache Kippmoment, bei halber Spannung das 0,36fache. Diese Werte steigen mit einer Kompensations-einrichtung durch Hauptstromerregung bei normaler Netzspannung auf das 2,6fache, bei halber Netzspannung auf das 0,90fache.

Bemerkenswert ist weiter, daß die Einschaltung von Erregermaschinen in den Asynchronmotor-Läuferkreis nach Abb. 1 und 2a an sich schon

immer den Schlupf vergrößert, so daß Schwungmassen ohne weiteres besser ausgenützt werden können. Erwähnt sei, daß es auch bei den anderen Erregern besondere Schaltungen gibt, die hier des Platzes wegen nicht angeführt werden konnten, bei denen diese Schlupfvergrößerung noch besonders vermehrt wird (Zusatzschlupf)<sup>6</sup>. Dies ist vorteilhaft, um Schwungräder stärker zu entladen und dabei Energieverluste in Schlupfwiderständen zu sparen. Die Erregermaschine muß dann allerdings meist bereits etwas größer werden und Leistung abgeben.

In solchen Fällen, wie z. B. bei größeren Walzwerkmotoren, reichen die einfachen hauptstromerregten Maschinen oft nicht mehr aus. Man benutzt hier entweder die im Nebenschluß erregte Kommutatormaschine, Abb. 1 und 2d, oder die netzerregten Maschinen nach Abb. 1g. Die erste ist für beliebig große Leistungen ausführbar und erhält dann Wendepole mit Spezialschaltung. Mit der zweiten kommt man ohne Kompensationswicklung, aber mit Wendepolen bis zu 225 kVA bei 500 U/min, mit Kompensationswicklung, aber ohne Wendepole bis zu 400 kVA bei 500 U/min und 50 periodiger Netzerregung aus, Leistungen, die 19 kVA/Pol, bzw. 33 kVA/Pol entsprechen.

*Die günstigeren Anlaufverhältnisse des Asynchronmotors spielen für derartige Antriebe eine ganz besondere Rolle, da hier das Anlaufverfahren auch für die Bedienung unbedingt einfach und leicht sein soll.*

Während der Synchronmotor ohne seine Erregermaschine nicht arbeiten kann, ist es ein gewisser Vorzug des Asynchronmotors, daß er — dann freilich mit herabgesetztem Leistungsfaktor und auch nur mit den geringeren Kippmomenten — auch ohne seine Erregermaschine durch Kurzschließen des Ankers über den Anlasser allein in Notfällen noch betriebsfähig bleibt.

Erregermaschinen mit Hauptstromerregung können den Hauptmotor in der Regel nicht höher als auf  $\cos \varphi = 0,8$  übererregt verbessern, so daß mit ihnen eine besonders hohe Blindleistungsabgabe nicht zu erzielen ist.

### III. Der kompensierte Asynchronmotor und sein Anwendungsgebiet

Unter kompensierten Asynchronmotoren versteht man Maschinen nach Abb. 1e und f. Kommutator und Kompensationswicklung sind mit dem zu kompensierenden Drehstrommotor konstruktiv zu einer Einheit verschmolzen. Es entsteht dadurch eine sehr einfache Maschine, die sich ihren Blindstrom selbst erzeugt, also mit  $\cos \varphi = 1$  betrieben werden kann. Die Maschine nach Abb. 1f kann bei geeigneter Bürstenstellung auch Blindstrom ins Netz geben. Ihre Betriebskurven (Abb. 3f) stimmen ziemlich genau mit den Kurven Abb. 3g und h überein. Der kompensierte Motor nach Abb. 1f leistet also dasselbe wie die Anordnungen von Drehstrommotoren mit Erregermaschinen nach Abb. 1g und h. Der Vorteil, den eine einzige Maschine an Stelle eines Aggregates bietet, kommt hauptsächlich dann zur Geltung, wenn

<sup>6</sup> W. Seitz, BBC-Mitteilungen 1928, S. 873, ebenso Bild 8 G.

es sich um mäßig große Leistungen bis herauf zu etwa 600 kW handelt. An seiner unteren Grenze ist das Anwendungsgebiet des kompensierten Drehstrommotors dadurch begrenzt, daß die Mehrkosten im Vergleich zum einfachen Asynchronmotor größer werden, je kleiner die Maschine ist. Wenn die Stromtarife dem Abnehmer durch Beseitigung des Blindstromverbrauches entsprechende Vorteile gewähren, kann der kompensierte Drehstrommotor auch für kleine Leistungen bis herab zu 10 kW und darunter vorteilhaft verwendet werden.

In manchen Fällen sprechen außer der Blindstromersparnis noch andere Gründe für die Verwendung des kompensierten Asynchron-

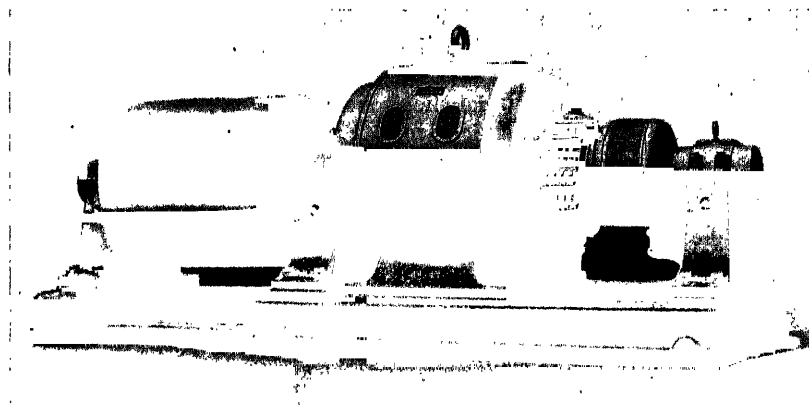


Abb. 4. Kompensierter Asynchronmotor für 500 kW bei 500 U/min Frequenz 50.

motors an Stelle des einfachen Drehstrommotors, nämlich die an anderer Stelle erwähnte Erhöhung des Kippmomentes, wie sie allen Drehstrommotoren mit eigener Blindstromerzeugung eigen ist. Das gilt z. B. für den Antrieb von Stanzen, Scheren, Steinbrechern, überhaupt von allen Antrieben mit stoßweiser Belastung. Abb. 4 zeigt einen ausgeführten Motor nach Schaltbild 1 f für 500 kW.

Hinsichtlich der Wirkungsweise der Maschinen muß auf die einschlägigen Veröffentlichungen verwiesen werden<sup>7</sup>.

#### IV. Asynchronmaschinen für Blindstromabgabe: Asynchrone Motor- generatoren, reine Blindleistungsmaschinen, Netzkupplungsmaschinen

Ein weiteres wichtiges und besonders großes Anwendungsgebiet hat sich die Asynchronmaschine dort erworben, wo sie entweder in Verbindung mit Wirkleistung Blindstrom, oder wo sie *nur* Blindstrom abzugeben hat<sup>8</sup>, oder endlich, wo eine Blindstromregelung für gewisse Zwecke stattzufinden hat. Insbesondere hat sich, wenn es sich darum handelt, Blindleistung in ungefähr gleicher Höhe wie Wirkleistung in

<sup>7</sup> Hartwagner, Der elektrische Betrieb 1923, S. 225; T. T. Z. 1928, S. 1253.

<sup>8</sup> Schenkel, T. T. Z. 1924, II. 47, S. 1265.

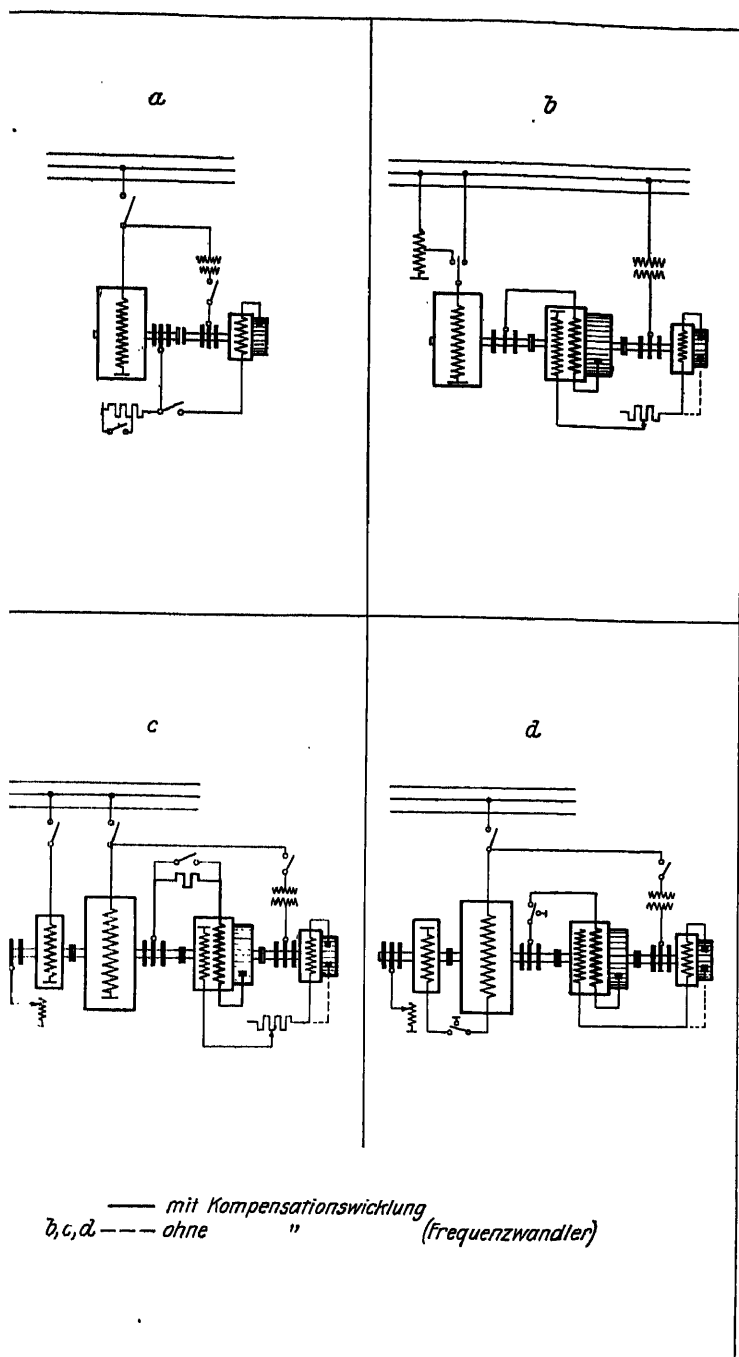
Anlagen mittleren Ausmaßes zu erzeugen, die Vereinigung der Blindleistungsabgabe mit der Wirkleistungsabgabe als wirtschaftlich vorteilhaft erwiesen. Man erhält dann die Blindleistung sozusagen als Abfallprodukt. Auch bei reiner Blindleistungserzeugung stellt sich der Preis für das installierte kVA-Blindleistung in deutscher Währung nur auf ungefähr RM 15.—, während z. B. die Erzeugung eines kVA-Blindleistung durch Kondensatoren heute noch etwa RM 30.— je kVA kostet. Die Blindleistung wird also in diesen Fällen billig gewonnen, wozu noch die Vorteile hinzukommen, welche die Asynchronmaschine gemäß früheren Erläuterungen besitzt, die natürlich hier ebenso gelten wie dort.

In der Regel sind nun die für diesen Zweck benötigten Maschinen erheblich größer als die für industrielle Antriebe. Die Leistungen gehen hier in die tausende kW. Aus diesem Grunde haben diese Maschinen eine besondere Stellung hinsichtlich des Anlaufes gegenüber den Industriemotoren, die gewöhnlich mit Flüssigkeitsanlasser angelassen werden.

Abb. 5 zeigt in ihren verschiedenen Anordnungen die Anlaßverfahren, welche man als zweckmäßig erkannt hat. Für die an die Industrienmotoren anschließenden Maschinen genügt noch das normale Anlaßverfahren mit Flüssigkeitsanlasser. Die Asynchronmaschine nimmt dabei etwa 8% ihres Nennstromes als Wirkstrom und 25% als Blindstrom auf. Bei wachsenden Leistungen läßt es sich aber bereits in besonders vorteilhafter Weise dadurch weiter entwickeln, daß man anstelle des Flüssigkeitsanlassers einen festen Anlaßwiderstand treten läßt, Abb. 5a. Dieser genügt hier, weil die oben erwähnten Aggregate immer leer anlaufen. Diese Einrichtung ist deshalb besonders vorteilhaft, weil keinerlei Anlaßfeuer auftritt, die Schaltoperationen äußerst einfach sind, und weil sie von vornherein die Anwendung einer viel höheren Läuferstillstandsspannung als bei Flüssigkeitsanlassern, welche bei mehr als 1800 V Stillstandsspannung nicht zu empfehlen sind, gestattet. Die Maschine läuft mit einem derartigen festen Widerstand meistens so weit an den Synchronismus heran, daß alsdann das unmittelbare Kurzschließen dieses Widerstandes zulässig ist.

Das zweite Anlaßverfahren, Abb. 5b, besteht darin, vor der Asynchronmaschine einen Anlaßtransformator mit einem Übersetzungsverhältnis etwa 1:3 anzuordnen. Die Blindkomponente des Anlaufstromes geht dabei auf 4% des Nennstromes zurück. Gegebenenfalls kann er auch durch Vorschaltdrosseln, die nachher kurzgeschlossen werden, ersetzt werden. Diese Anlaßverfahren sind von den Synchronmaschinen her bekannt und brauchen hier nicht mehr erläutert zu werden; sie bezwecken ebenfalls die Erhöhung der Läuferstillstandsspannung. Erwähnenswert ist, daß bei geeignetem Entwurf und Betrieb ein stoßfreier Anschluß an das Netz erreicht werden kann.

Drittens kennt man das Verfahren mit Anwurfmotor (Abb. 5c und d), welches heute in zwei Formen gebräuchlich ist, nämlich mit getrenntem Anwurfmotor, Abb. 5c, und mit Anwurfmotor in Reihenschaltung, Abb. 5d. Die Blindstromkomponente des Anlaufstromes ist etwa 4%



i. Anlaßverfahren großer, Blindstrom erzeugender Asynchronmaschinen.

vom Nennstrom der Hauptmaschine. Über das Anlaßverfahren mit Anwurfmotor braucht nichts besonderes gesagt zu werden. Das Anlaßverfahren in Reihenschaltung kennzeichnet sich dadurch, daß der Ständer des Anwurfmotors, mit dem der Asynchronmaschine beim Anlassen in Reihe geschaltet wird, dabei einen großen Teil der Netzspannung aufnimmt. Infolgedessen ist die anfänglich auf die Asynchronmaschine entfallende Spannung niedrig, so daß man den Läufer ebenfalls leicht für höhere Stillstandsspannungen bauen kann. Während des Anlaufes kehrt die Spannung allmählich zur Hauptmaschine zurück, während die am Anwurfmotor fällt. Schließlich kann der Ständer des Anwurfmotors kurzgeschlossen werden.

Wie schon erwähnt, sind die Leistungen, welche für diese Aufgaben gefordert werden, in der Regel groß. Man hat erkannt, daß es zweckmäßig ist, die Grenze des Stromes für Kommutatormaschinen auf 1000 bis etwa höchstens 1500 A zu halten, um nicht zu große Kommutatoren oder zu viel Bürstenschwierigkeiten zu bekommen. Die Entwicklung der Zukunft wird wohl dahin laufen, von diesen Werten die niedrigeren zu bevorzugen. Dazu ist es erforderlich, von vornherein für die Läufer hohe Stillstandsspannungen vorzusehen. Aus diesem Grunde scheidet das Anlaßverfahren mit Flüssigkeitsanlasser, welches nur Stillstandsspannungen bis ungefähr 1800 V gestattet, hinter 4000 kVA aus. Das Anlaßverfahren mit festem Widerstand ist mit 3 Schleifringen an der Hauptmaschine ausführbar bis zu Leistungen von 6400 kVA und Schleifringspannungen im Stillstand bis zu etwa 4000 V, mit 6 Schleifringen bis zu Leistungen von 16000 kVA bei denselben Stillstandsspannungen. 6 Ringe sind dazu nötig, um von einer offenen Schaltung des Läufers beim Anlassen auf eine Sternschaltung während des Betriebes überzugehen. Das Verfahren mit Transformator oder Drossel reicht bis zu 20000 kVA bei 3 Schleifringen. Das Verfahren mit Anwurfmotor läßt in allen Fällen die höchsten Läuferspannungen zu, wodurch bis zu den größten Leistungen 3 Schleifringe genügen. Dies ist in der Regel für die Baulänge der Maschinen vorteilhaft.

Je nach der Leistung, welche verlangt ist, kann man die verschiedenen Ausführungsformen, die in Abb. 1 und 2 dargestellt waren, anwenden.

Abb. 6 und 7 zeigen größere reine Blindleistungsmaschinen mit den darunterstehenden Leistungen; sie sind bis 40000 kVA ausführbar.

Eine weitere Sonderstellung nimmt die *Netzkupplung* ein. Hier tritt zu der Blindleistungserzeugung noch eine gewisse Drehzahlregelung (die in diesem Bericht wegen ihrer nicht zu großen Häufigkeit nicht besonders behandelt worden ist).

Die Kupplung von Netzen verschiedener Frequenz ist nur über rotierende Maschinen möglich. In Deutschland zieht man es aus vielen der eingangs erwähnten Gründe vor, mindestens eine dieser Maschinen als Asynchronmaschine zu bauen. Vom Netzkupplungsaggregat verlangt man außerdem meistens, daß es eine vorgeschriebene Leistung leicht einzustellen gestattet und diese dauernd überträgt, ohne von Spannungs- und Frequenzschwankungen in beiden Netzen zu sehr beeinflußt zu

werden, eine Forderung, die mit Synchronmaschinen allein nicht zu erfüllen ist. Ist aber eine der Maschinen asynchron, so läßt sie sich befriedigen entweder durch alleinige Anwendung von mechanischen Reglern, aber auch durch Anwendung von Reglern unter Zuhilfenahme

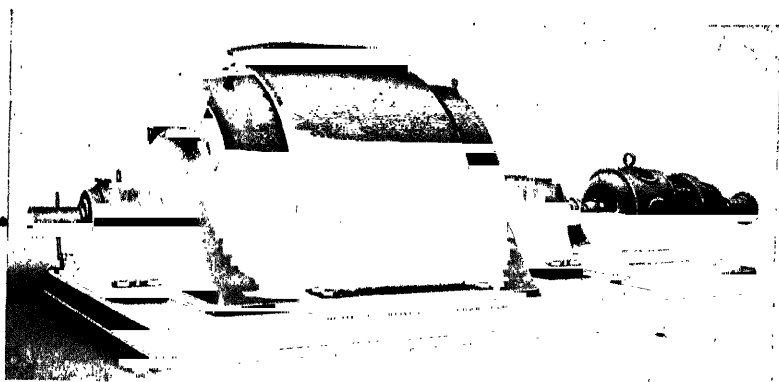


Abb. 6. Blindleistungsmaschine für 15000 kVA bei 750 U/min, Frequenz 50, Schaltung nach Abb. 1g.



Abb. 7. Blindleistungsmaschine für 10000 kVA bei 900 U/min, Frequenz 60, Schaltung nach Abb. 1h.

besonderer Schaltungen, insbesondere durch die sog. „Schaltung für konstante Leistung“<sup>9</sup>. Da die Anforderungen an solche Maschinen ziemlich vielseitig sind, so hat sich außerdem eine Reihe von Schaltungen<sup>10</sup> entwickelt, die diesen gerecht werden. Es sind noch nicht soviel Netzkupplungsaggregate in Betrieb genommen worden, um unter

<sup>9</sup> W. Seiz, BBC-Mitteilungen 1926, S. 150; Archiv f. Elektrotechnik Bd. 20, Jahrg. 1928, S. 228.

<sup>10</sup> Schenkel, B. T. Z. 1927, S. 563; Liuschütz, Archiv f. Elektrotechnik Bd. 19, 1928, S. 335; B. Z. T. 1929, H. 37/30, S. 1323.



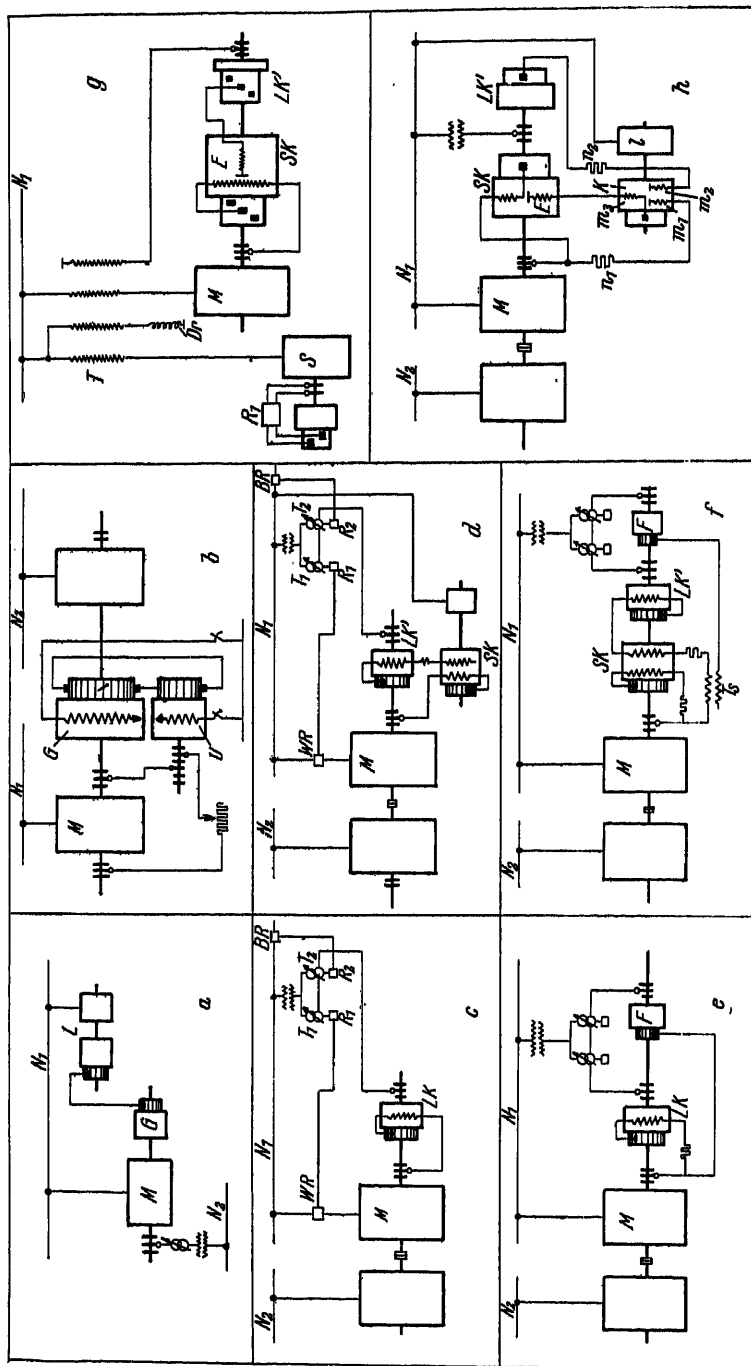


Abb. 8. Netzkupplungsschaltungen.

ihnen zu einer endgültigen Klärung gekommen zu sein, welche Schaltung die beste ist. Als wichtig und zweckmäßig werden heute die Netzkupplungsschaltungen angesehen, welche in Abb. 8 dargestellt sind.

Unterscheiden sich die Netze in ihrer Frequenz nicht mehr als etwa 1 : 2, so bedient man sich des Induktionsumformers mit Leonardsatz, Abb. 8a. Bei ihm<sup>11</sup> liegt der Ständer an einem Netz  $N_1$ , z. B. der Frequenz 50, der Läufer an dem anderen Netz  $N_2$ , z. B. der Frequenz 42. Der Asynchronmaschine  $M$  wird auf diese Weise ein bestimmter Schlupf aufgezwungen, die entsprechende mechanische Leistung wird an einen Gleichstromgenerator  $G$  abgegeben, weiter durch den Leonardsatz  $L$  verarbeitet und einem der beiden Netze wieder zugeführt. Dieses Netzkupplungssystem kann auch für Netze mit gleicher Frequenz, die nur gelegentlich voneinander abweichen, verwendet werden. Es ist billig, hat guten Wirkungsgrad und läßt nur hinsichtlich Blindleistungserzeugung zu wünschen übrig.

Alle übrigen Netzkupplungssysteme bedienen sich des Motorgenerators, d. h. die Frequenz des einen Netzes und die des anderen Netzes werden jeweils besonderen Maschinen zugeführt. Insbesondere haben sich derartige Maschinen für den Bahnbetrieb zur Kupplung von Einphasen- mit Mehrphasennetzen eingeführt. In diesen Fällen weicht die Drehzahl meist nur um einige Prozente von der synchronen ab, die nur durch die zufälligen Frequenzunterschiede der beiden Netze entstehen. Die abfallende Schlupfleistung wird in den sog. „Schlupfmaschinen“ verarbeitet. Eine der ältesten Anordnungen ist die sog. *Krämer-Schaltung*, Abb. 8b, bei welcher der Schlupfstrom der Asynchronmaschine  $M$  einem Einankerumformer  $U$  zugeführt wird, der die Schlupfleistung in Gleichstromleistung verwandelt. Die Gleichstromleistung kann durch eine Gleichstrommaschine  $G$  auf die Welle des Aggregates zurückgehen, aber auch anderweitig, z. B. mittels eines Asynchrongenerators, verwertet werden. Da die *Krämer-Schaltung* nur eine Regelung im untersynchronen Bereich und wegen des Einankerumformers auch nur in einer gewissen Annäherung an den Synchronismus gestattet, so hat man nach anderen Lösungen gesucht, die vor allen Dingen die Eigenschaft besitzen, den Synchronismus der Asynchronmaschine  $M$  zu durchschreiten. Diese Durchschreitung des Synchronismus hat den Zweck, den zu bestreichenden Schlupfbereich beiderseitig um den Synchronismus herum zu legen und dadurch die Kommutatorschlupfmaschine kleiner, ungefähr halb so groß, machen zu können. Diese Aufgabe wird hauptsächlich von mit Netzfrequenz erregten Maschinen  $LK$  (Abb. 8c und e) oder von mit Schlupffrequenz erregten Maschinen  $SK$  (Abb. 8d, f, g und h) übernommen, deren Schaltungsgrundzüge in Abb. 1 unter g und h, in Abb. 2 unter h dargestellt waren. Es ist dabei zu erwähnen, daß die mit Schlupffrequenz erregten Schlupfmaschinen hierbei wegen des Durchschreitens durch den Synchronismus grundsätzlich auch auf eine mit Netzfrequenz erregte, aber viel kleinere Hilfsmaschine  $LK'$  in der Abb. 8 angewiesen sind. Die Regelung dieser Maschinen kann auf zweierlei Weise erfolgen.

<sup>11</sup> Näheres *M. Lüsschitz*, Siemens-Zeitschrift 1926, H. 12, S. 594; E. T. Z. 1929, H. 37/39, S. 1406.

Nach Abb. 8c, d und g wirken bei der „*elektromechanischen Regulierung*“ elektromechanische Regler  $R_1$  und  $R_2$ , die ihrerseits von einem Wirkleistungsrelais  $WR$  und einem Blindleistungsrelais  $BR$  — meist einfach ein Spannungsrelais — beeinflußt werden, auf Regeltransformatoren (Drehregler)  $T_1$  und  $T_2$ , Abb. 8c und d, oder auf Hilfsmaschinen  $S$ , Abb. 8g, die den Erregerkreis der Maschinen  $LK$  oder  $LK'$  beeinflussen. Nach Abb. 8e, f und h, kann man sich aber auch einer „*rein elektrischen Regulierung*“ bedienen, bei der mechanische Regler nur zur Korrektur von Nebeneinflüssen zu dienen brauchen. Während die „*elektromechanische Regulierung*“ die bei Schlupf im Sekundärkreis der Asynchronmaschine auftretenden Schlupfspannungen mit Hilfe einer *mechanischen Einstellung* der Transformatoren  $T_1$  und  $T_2$  oder der Erregung einer Hilfsmaschine  $S$  an der Schlupfmaschine wieder erzeugt und so den Sekundärkreis von ihnen befreit, werden diese Spannungen bei der elektrischen Regulierung möglichst nur durch *rein elektrische Vorgänge* hervorgebracht. Dazu entnimmt man entsprechende Regelspannungen aus der Asynchronmaschine  $M$  selbst oder einer sie kopierenden Maschine und führt sie entweder durch einen zwischengelegten Frequenzwandler  $F$  in den Erregerkreis der netz-erregten Maschine  $LK$  oder  $LK'$  ein (Abb. 8e) oder unmittelbar ganz oder teilweise in den Erregerkreis der ständererregten Schlupfmaschine  $SK$ , Abb. 8f. Während die Regelung durch elektromechanische Regler abhängig gemacht wird von Wirkleistungs- und Blindleistungs- (Spannungs-) Relais  $WR$  und  $BR$  und somit weitere Apparate nicht braucht, muß bei der elektrischen Regulierung auf die störenden Einflüsse der in den Niederfrequenzkreisen bei veränderlichem Schlupf stark veränderlichen induktiven Widerstände Rücksicht genommen werden. Der wichtigste von diesen, der induktive Widerstand im Erregerkreis der Schlupfmaschine  $SK$ , wird z. B. durch einen möglichst rückwirkungslosen Transformator  $T_S$  (Abb. 8f) berücksichtigt.

Es sind hier eine Reihe von Spezialschaltungen ausgedacht worden, von denen insbesondere die nach Abb. 8g und h, kurz erwähnt sein mögen. In Abb. 8g wird die Erregerwicklung  $E$  der Schlupfmaschine  $SK$  durch einen ständerlosen, schwach gesättigten Frequenzwandler  $LK'$  erregt, entsprechend der grundsätzlichen Schaltung Abb. 1h. Dieser Frequenzwandler wird seinerseits von einem Transformator  $T'$  erregt. In diesem sind 3 Dreiphasenwicklungen wirksam. Eine mit dem Ständer der Asynchronmaschine  $M$  verbundene erzeugt einen mit der Last wachsenden Drehzahlabfall, eine mit einer Drossel  $Dr$  verbundene dient der Verbesserung des Leistungsfaktors, eine, die zwischen dem Netz  $N_1$  und einer leerlaufenden Synchronmaschine  $S$  liegt, übernimmt die Aufgabe des Drehreglers  $T_1$  in Abb. 8c oder d, d. h. sie gestattet die Regelung der Wirkleistung durch Beeinflussung von  $S$  mit Hilfe eines Schnellreglers  $R_1$  im Gleichstromerregerkreis dieser Maschine.

In Abb. 8h wird die Erregung  $E$  der Schlupfmaschine  $SK$  durch eine besondere kleine, durch einen Motor  $I$  fremd angetriebene Erregermaschine  $k$ , die ähnlich der Maschine  $SK$  gebaut ist, geliefert<sup>12</sup>. Zwei

<sup>12</sup> Seitz, Elektrotechnik u. Maschinenbau 1928, S. 873.

Erregerwicklungen  $m_1$  und  $m_2$  werden über induktionsfreie Widerstände  $n_1$  und  $n_2$  so gespeist, daß ihre Erregerströme auch bei Schlupf genügend genau der Spannung proportional bleiben, von der sie kommen, nämlich der Spannung an den Schleifringen von  $M$  und der von  $LK'$  gelieferten. Eine Gegencompoundwicklung  $m_3$  auf  $k$  sorgt durch Erzeugung einer Ankerrückwirkung dafür, daß der Ankerstrom von  $k$

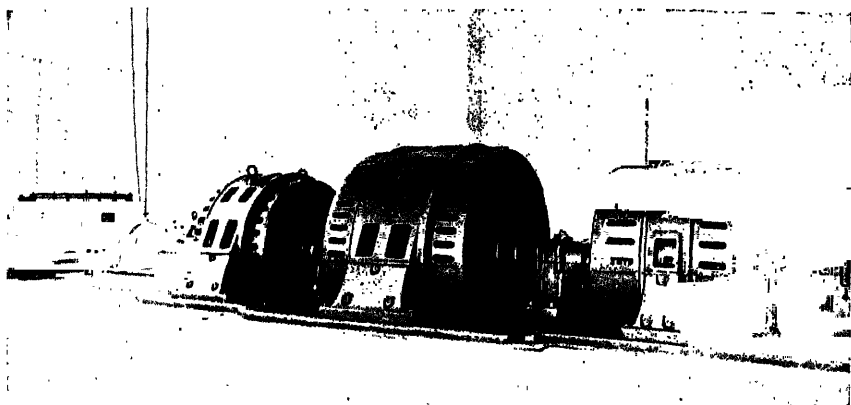


Abb. 9. Netzkupplungsformer Pasing-München für 1600 kW, 500 U/min, 50 und 16,7 Frequenz, Spezialschaltung.

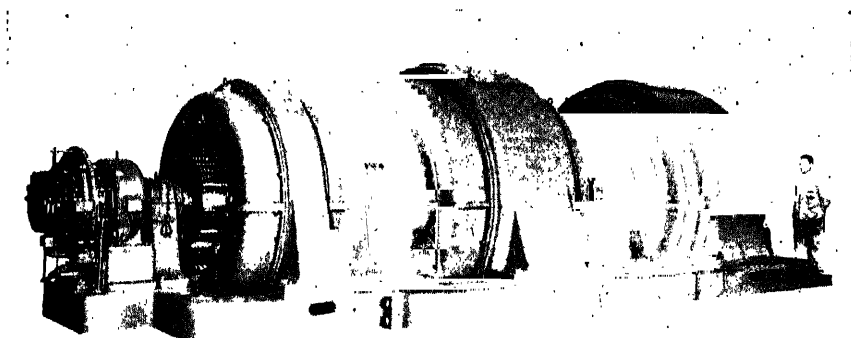


Abb. 10. Netzkupplungsformer Esch für 4000 kW, 510 U/min, 50 und 42,5 Frequenz, Spezialschaltung ähnlich Abb. 8 h.

der von  $m_1$  und  $m_2$  geschaffenen erregenden Durchflutung genau proportional wird. Damit erzeugt dann auch die  $SK$ -Maschine eine die Schlupfspannung der Maschine  $M$  aufhebende sowie eine durch  $LK'$  gegebene, einstellbare, den Strom in  $M$  bestimmende Spannung. Durch Zwischenschaltung von  $k$  wird die Maschine  $LK'$  sehr klein, ebenso die Verluste in den Widerständen  $n_1$  und  $n_2$ .

Abb. 9 bis 11 stellen eine Reihe von Netzkupplungsformern dar, nämlich Abb. 9 eine Kupplung eines 50periodigen mit einem 16,7periodi-

gen Netz nach dem System der netzerrigten Schlupfmaschine (Abb. 1g) wobei die Netzerregung jedoch durch einen synchron laufenden Hilfsatz hergestellt und geregelt wird, und Abb. 10 und 11 zwei Netzkupplungsumformer für teils mechanische, teils elektrische Regelung. Die näheren Einzelheiten sind unter den Bildern vermerkt.

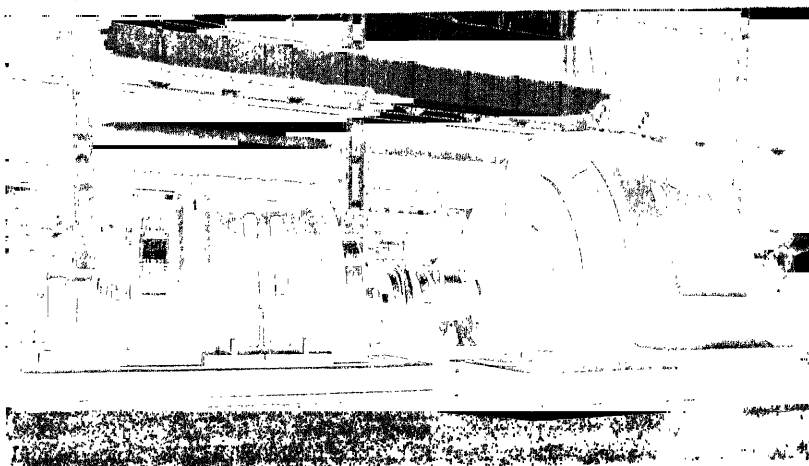


Abb. 11. Netzkupplungsumformer Pfrombach für 20000 kVA, 250 U/min, 50 und 16,7 Frequenz, mit Spezialschaltung, Schaltungsgrundzug ähnlich Abb. 8 f.

## V. Asynchrongeneratoren

Die Asynchrongeneratoren fallen in ihren Ausführungsformen und Anlaßverfahren unter die eben gemachten Erläuterungen, die unter IV gegeben worden sind. Sie werden besonders dort verwendet, wo es sich darum handelt, mit ihrer Hilfe besonders einfache automatische Zentralen einzurichten, bei denen die Schwierigkeiten der Synchronisierung und Parallelschaltung aus der Ferne wegfallen.

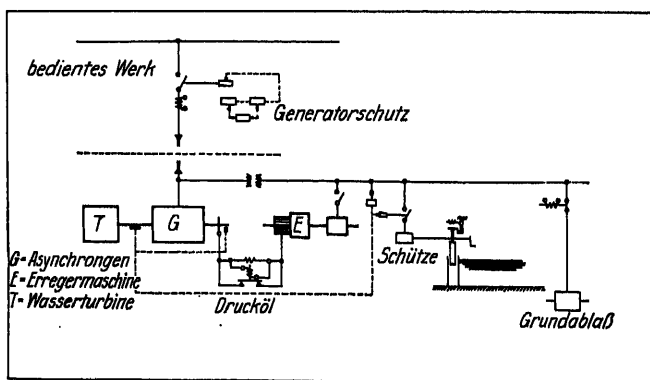


Abb. 12. Schaltbild eines automatischen Asynchron-Wasserkraftwerkes.

Abb. 12 stellt das grundsätzliche Schaltbild einer Asynchrongeneratorenanlage für vollständig automatischen, bedienungslosen Betrieb dar, aus dem vor allem hervorgeht, daß die ganze Zentrale durch Einlegen eines einzigen Schalters im bedienten Werk elektrisch und wassertechnisch angelassen und regulär belastet wird.

### Summary

The paper discusses the advantages of operation with induction motors and generators as compared with synchronous machines. Examples are given of approved asynchronous machine designs and of the most suitable wiring systems. The most important applications of these machines for industrial use as well as for the production of purely reactive power are described. In particular, a detailed description is given of the use of asynchronous machines in the interconnection of networks. Reference is made in the concluding section of the paper to asynchronous generators and their automatic equipment.

Dieser Bericht entstand unter Mitarbeit von:

Prof. Dr.-Ing. *R. Brüderlink*, Weinheim a. B.

Dipl. Ing. *L. Hartwagner*, Dresden

Dr.-Ing. *F. Hillebrand*, Berlin

Dr.-Ing. *M. Liwschütz*, Berlin

*M. Neustätter*, Berlin

Dr.-Ing. *E. Sommer*, Dresden

Dipl. Ing. *W. Weiler*, Berlin.

Dänemark

## Wechselstrommotoren mit geringer Phasenverschiebung

Dänisches Nationalkomitee

*Dipl.-Ing. V. Meyer*

Wie bekannt, leiden alle Wechselstromwerke unter den Schwierigkeiten einer großen Phasenverschiebung; in Dänemark ist dieses besonders der Fall, weil die Verwendung der Elektrizität sehr verbreitet ist.

In Dänemark wird die Stromverteilung fast überall durch ein 10 000 V-Netz besorgt, an dieses Netz sind eine ganze Menge kleinerer Transformatoren angeschlossen, welche Strom für die Landwirtschaft liefern. — Wo keine Industrie vorhanden ist, sondern nur Landwirtschaft, werden meistens Transformatoren in der Größe von 30 bis 100 kVA verwendet.

Die Zahl der Transformatoren ist sehr groß, weil die Verbraucher im ganzen Land verstreut sind, und die Belastungszeit ist sehr kurz, da der Dreschmotor, der für die Größe des Transformators von entscheidender Bedeutung ist, nur wenige Tage im Jahr benutzt wird. Die Anlage ist daher dauernd mit Erregerstrom für die vielen leerlaufenden Transformatoren belastet, und dies ist eine der Ursachen der Phasenverschiebung. Dieser Übelstand ist aber jetzt zum größten Teil dadurch beseitigt worden, daß die Transformatoren mit einem kleinen Leerlaufstrom, 3 bis 4% des Vollaststromes, ausgeführt werden.

Die nächste und wichtigste Ursache ist die große Zahl der schwach belasteten Motoren. Jeder Hof hat einen Dreschmotor, der 10 bis 30 PS leistet und im Herbst und Winter benutzt wird, aber im ganzen nur wenige Stunden; dieser Motor ist aus verschiedenen Ursachen immer sehr reichlich bemessen: erstens, weil der Spannungsverlust in den Niederspannungsnetzen sehr groß ist; dieses Netz wird meistens ziemlich schwach bemessen, da die Anlagekosten sonst zu hoch werden, aber dadurch vergrößert sich der Spannungsabfall, und die Motoren verlieren ihre Überlastungsfähigkeit; besonders im Herbst ist dies der Fall, weil alle Dreschmotoren dann benutzt werden.

Der zweite Grund, warum der Motor reichlich gewählt wird, ist, daß er, um die Feuersgefahr zu verringern, in einen mit Eisenblech ausgeschlagenen Holzkasten eingeschlossen wird, der gleichzeitig als Transportwagen dient. Diese Holzkästen haben natürlich einen sehr ungünstigen Einfluß auf die Erwärmung der Motoren, die so eingeschlossen, nicht lange voll belastet werden können.

In der Landwirtschaft benötigt man oft einen kleineren Motor zum Antrieb einer Pumpe usw. Der Bauer will aber gern Geld sparen und verwendet dann den großen Motor, der nur mit 1,5 bis 2 PS belastet wird. — Sie sehen, daß eine ganze Menge Motoren angeschlossen sind, die durchschnittlich höchstens halb belastet sind, wodurch die Phasenverschiebung selbstverständlich groß wird; es ist nicht ungewöhnlich, daß der  $\cos \varphi$  bei derartigen Anlagen auf 0,5 heruntergeht.

Wir haben natürlich auch bei uns überlegt, wie dieser Übelstand beseitigt werden könnte, und die üblichen Maßnahmen zur Abhilfe sind ausprobiert worden, nämlich übererregte Synchronmotoren und Phasenkompensatoren; diese verbessern jedoch nicht die Verhältnisse für die Niederspannungsnetze, bei denen der wattlose Strom gerade die größten Ausgaben verursacht.

Dieses gilt auch für die statischen Kondensatoren, wenn sie in einer Zentrale oder Transformatorstation aufgestellt sind; sie müssen daher, falls sie wirkliche Abhilfe bringen sollen, an den Motoren angebracht sein. Der Anschaffungspreis dieser Apparate ist aber so hoch, daß sie vorteilhaft nur für Motoren mit großer Benutzungszeit verwendet werden können, also nicht in der Landwirtschaft.

Endlich ist die Einführung der phasenkompensierten Motoren mit einem in den Motor eingebauten Kompensator versucht worden. Diese Motoren sind eine alte Erfindung; sie sind seinerzeit von *Heyland* angegeben worden, aber erst in den letzten Jahren wurde die Fabrikation tatsächlich aufgenommen. Vor einigen Jahren wurden sie von fast jeder Fabrik hergestellt und auch für ganz kleine Leistungen, von 2 bis 3 PS verwendet. Es hat sich jedoch schnell herausgestellt, daß dieses ein Irrtum war; der phasenkompensierte Motor ist keine Maschine, die von jedermann gehandhabt werden kann, und besonders in der Landwirtschaft ist er ungeeignet, weil die Bauern nicht daran gewöhnt sind, ihre Maschinen einigermaßen gut zu behandeln.

Außerdem hatten verschiedene Mängel an diesen Maschinen, vor allem ist es ein großer Nachteil, daß die Bürsten in eine andere Stellung verschoben werden müssen, wenn die Drehrichtung geändert werden soll; wird dieses nicht gemacht, verschlechtert sich der  $\cos \varphi$ ; dieser Fehler wird sicher oft gemacht, da die Monteure auf dem Lande nicht viel von diesen Sachen verstehen, ferner verschwindet die Phasenkompensierung, wenn die Kohlen am Kommutator nicht rechtzeitig ersetzt oder sogar absichtlich beseitigt werden. Da diese Motoren außerdem größer und teurer sind als normale Motoren, ist es sehr verständlich, daß man sie nicht ohne weiteres einführen wollte; man hatte ungefähr gleichzeitig angefangen, anstatt Schleifringmotoren Kurzschlußmotoren in der Landwirtschaft zu verwenden, und diese Änderung wurde als eine sehr große Verbesserung empfunden, weil die Bauern immer Schwierigkeiten mit den Kohlen, den Kohlenhaltern und dem Anlasser hatten; man hatte daher keine große Lust, wieder solche Komplikationen wie phasenkompensierte Motoren einzuführen.



Es entstand nun der Gedanke, zu untersuchen, wie groß der Leistungsfaktor sein würde, wenn eine größere Type angewandt wird, und die Konstruktion hauptsächlich den Leistungsfaktor berücksichtigt, vor allem bei Teillast; dieser Motor würde dann jedenfalls billiger sein als der phasenkompensierte Motor.

Da der Leistungsfaktor hauptsächlich bei ganz kleinen Belastungen verbessert werden sollte, wurde vor allem der Leerlaufstrom klein gemacht; aber um den Motor schwach gesättigt ausführen zu können, mußte man, wie erwähnt, eine reichlichere Type nehmen.

Auf Grund der vorgenommenen Untersuchungen war es zweckmäßig, die Leistung der Type auf 75% der normalen Leistung herabzusetzen, die Maschine wird schwach gesättigt und der Rotordurchmesser so groß wie möglich gemacht; es wird dadurch erreicht, daß das Verhältnis zwischen Leerlaufstrom und Vollaststrom kleiner wird als folgende Werte, die für vierpolige Motoren gelten:

Motorleistung		
7,5 kW		0,23
15	„	0,2
30	„	0,18
75	„	0,16

Diese Werte, wie die folgenden, gelten sowohl für Schleifringmotoren als auch für Kurzschlußmotoren mit Rotoren, die mit Stromverdrängung anlaufen.

Damit das Kippmoment nicht zu klein wurde durch die große Windungszahl im Stator, mußte die Nutanzahl vergrößert werden, bis der Kurzschlußstrom den richtigen Wert erreichte; der Leistungsfaktor wurde dann bei Vollast und Halblast:

kW	$\cos \varphi$ $\frac{1}{2}$ -Last	$\cos \varphi$ $\frac{1}{2}$ -Last
7,5	0,92	0,9
15	0,925	0,915
30	0,93	0,92
75	0,94	0,925

Man hat erreicht, daß der  $\cos \varphi$  bei Halblast über 0,9 liegt, während die deutschen Normen nur 0,85 angeben für Vollast und 7,5 kW; zweifellos würde der durchschnittliche Leistungsfaktor höher liegen als 0,8, wenn nur derartige Motoren angeschlossen würden.

Die Einführung derartiger Motoren interessiert natürlich die beteiligten Werke sehr, und es hat nicht lange gedauert, bis ein großer Teil der Elektrizitätswerke in Dänemark ein Maximum für den Leerlaufstrom und ein Minimum für den  $\cos \varphi$  vorgeschrieben hat. Die anderen Werke werden allmählich folgen, und es wird sicher nicht lange dauern, bis schlechtere Motoren nicht mehr verwendet werden dürfen.

### Summary

In Denmark, where the distribution system is a very extensive one, most farms are equipped with electric lighting and power plants.

In order to improve the considerable phase displacement due to the farm motors operating only under small load, the use of larger motors has recently been adopted; in designing these motors the main object has been to obtain a high power factor and, in particular, a small no-load current. Evidence is given showing that the desired results can be obtained by this means.

Holland

## Großmotoren mit Spezial-Kurzschlußanker für direktes Einschalten

Vereinigung für Elektrotechnische Kongresse

*Jr. A. Booden*

### Einleitung

Obwohl die direkte Einschaltung selbst von sehr großen Drehstromkurzschlußmotoren sich in Amerika schon seit langem eingebürgert hat, hat sie in Europa bis vor kurzem noch wenig Verwendung gefunden.

Der Grund dafür dürfte wohl kaum sein, daß die Kraftwerkleistungen drüben größer wären, sondern vielmehr, daß man bei uns infolge anderer Gestaltung der Netze und anderer Bedingungen von seiten der angeschlossenen Lichtverbraucher, den großen Einschaltstromstoß nicht zulassen konnte. Dabei war oft das Anlaufmoment der Kurzschlußmotoren zu klein für einen richtigen oder überhaupt für den Anlauf, dagegen das höchste während der Anlaufperiode auftretende Moment größer als erwünscht.

Es wurde befürchtet, daß die zeitlich hohe Beschleunigung oft zu unzulässigen mechanischen Beanspruchungen führen würde, oder zu dementsprechend reichlicherer Dimensionierung der Getriebeteile und der angetriebenen Maschine.

Erst die Erfindung der Doppelnutmotoren (welche schnell eine überraschend weitgehende Verwendung gefunden haben, allerdings für Stern-Dreieckanlauf) hat es ermöglicht, die direkte Einschaltung auch größerer Motoren vorzunehmen, ohne unzulässige Stromstöße und mit einem Anlaufdrehmoment, das den jeweiligen Verhältnissen weitgehend angepaßt werden konnte.

In Holland sind die größeren Elektrizitätswerke schon kurz nach der Erfindung des S.K.A.-Doppelnutmotors im Jahre 1921 dazu übergegangen, diese Motoren zum Antrieb von kleineren Pumpen in der eigenen Kraftstation direkt einzuschalten, und seit kurzem sind 3000 V-Pumpmotoren von 650 kW bei 1000 U/min für direkte Einschaltung in Betrieb genommen worden.

Es braucht wohl kaum erörtert zu werden, welche großen Ersparnisse erreicht werden durch die Verwendung direkt eingeschalteter Doppelnut-Kurzschlußmotoren statt der üblichen Schleifringmotoren mit ihren komplizierten Anlaßapparaten, noch abgesehen davon, daß die Betriebssicherheit verdoppelt, wenn nicht verdreifacht wird.

Nach „The technical report of the British Engine, Boiler and Electrical Insurance Co. Ltd.“ von D. B. Hoseason, Ind. El. Eng. London, Bd. 66, S. 410, stellen die Störungen an gewickelten Läufern 38,3% der Gesamtstörungen an Drehstrommotoren dar, während die Störungen an Anlassern auch einen nicht unbedeutenden Prozentsatz ausmachen.

Aber von noch ausschlaggebenderer Bedeutung werden die Vorteile der direkt eingeschalteten Doppelnut-Kurzschlußmotoren, wenn es sich um explosions sichere Anlagen handelt.

Die Schleifringe nebst Kurzschlußvorrichtung müssen dann explosions sicher gekapselt werden; eine Kontrolle während des Betriebes ist unmöglich, und eine Betriebsunterbrechung zur Kontrolle der Schleifringe, Bürsten usw. muß notwendig lange dauern, da dazu ein Teil der schweren und mit vielen Schrauben befestigten Kapselung zu demontieren ist.

Wie die Verhältnisse bei kompensierten explosions sicheren Schleifringmotoren liegen, wo durch den Bürstenverschleiß viel Bürstenstaub auf allen Teilen innerhalb der Kapselung abgesetzt wird und die Hinterkommutatormaschinen in einem entfernt gelegenen, explosions freien Raum aufgestellt werden müssen, bedarf keiner Erörterung.

Es ist das große Verdienst der Direktion der holländischen Staatsbergwerke, daß sie in einem Falle, wo ungeachtet dieser erheblichen Nachteile, nach der damals allgemein üblichen Auffassung nur explosions sichere (am liebsten kompensierte) *Schleifringmotoren* für Vollastanlauf in Betracht gekommen wären, nicht gezögert hat, direkt einzuschaltende Doppelnutmotoren zu verwenden.

Es handelt sich dabei um 2000 V-Motoren für den Antrieb von Einkurbel-Hochdruck-Kolben-Kompressoren für eine Fabrik von synthetischem Ammoniak, alle ausgeführt mit schweren Schwungrädern, für Leistungen von 185 bis 880 kW bei 120, teilweise 150 U/min, und mit einer Gesamtleistung von ca. 8000 kW.

Die betreffende Anlage ist in der Nähe der Zeche „Maurits“ errichtet worden, wo ein großes eigenes Kraftwerk zur Verfügung steht. Es stellte sich dabei nach gewissenhaft durchgeführten Rechnungen heraus, daß die Verwendung direkt eingeschalteter S.K.A.-Doppelnutmotoren der Firma Heemaf statt kompensierter Schleifringmotoren, nicht nur eine sehr wesentliche Ersparnis an Anlagekapital, sondern auch eine bedeutende Verminderung der Betriebskosten bringen würde.

Der niedrige Leistungsfaktor und dessen Folgen werden in dieser eigenen Anlage also mehr als kompensiert durch die direkte Verbesserung des Wirkungsgrades.

Bei der Bestellung wurde ausdrücklich festgesetzt, daß bei der Konstruktion der Motoren alle sich aus der direkten Einschaltung ergebenden Nebenerscheinungen zu berücksichtigen seien, während durch sehr schwere Konventionalstrafe das Einhalten der garantierten Werte für den Wirkungsgrad sichergestellt wurde.

Verlangt wurden:

Garantie für Wirkungsgrad und Leistungsfaktor.

Stoßfreies Anlaufen mit dem unbelasteten Kompressor bei ca. 4- bis 5facher Nennstromstärke.

Wicklung, welche ohne Gefahr den Stoß- und den Dauerkurzschlußstrom und die ungleiche Spannungsverteilung beim Einschalten ohne Dämpfungswiderstände aushalten würde.

Temperaturerhöhung des Anlaßkäfigs während der Anlaufperiode innerhalb zulässiger Grenzen.

Berücksichtigung der zusätzlichen Wellenbelastung und überhaupt der zusätzlichen mechanischen Belastungen während der Anlaufperiode.

Stellungnahme zu dem gewählten Ungleichförmigkeitsgrad von  $\frac{1}{100}$ .

Leichte Demontagemöglichkeit der Kurbelwelle mit aufgekeiltem Rotor.

Richtige Absicherung der Motoren.

Nach einer kurzen allgemeinen Beschreibung der Anlage und der

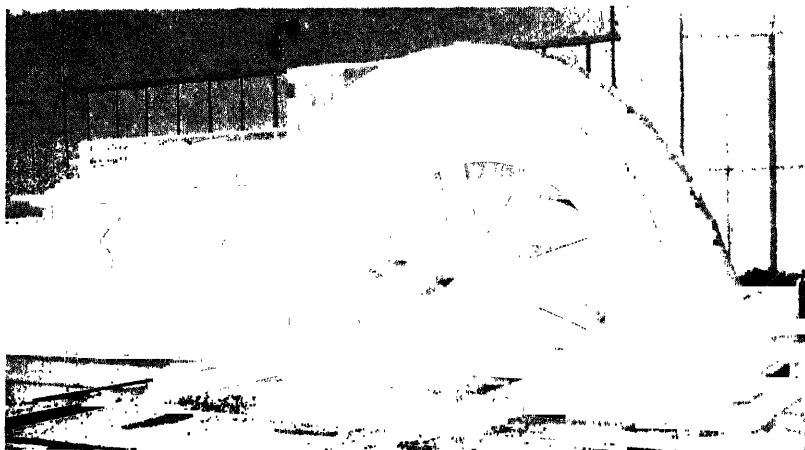


Abb. 1.

Motoren werden wir die Einzelheiten, der Übersichtlichkeit halber, auf Grund der oben genannten Punkte besprechen.

### Allgemeine Beschreibung

Die Motoren wurden in halboffener Ausführung geliefert, und zwar die kleineren mit einteiligem, die übrigen mit zweiteiligem Gehäuse (Abb. 1 und 2).

Das erforderliche Schwungmoment ist, wie aus den Abbildungen ersichtlich ist, bei allen Motoren durch Anbau von Schwungränzen an die Rotorkreuze erreicht worden.

Die Rotoren sind ausgeführt nach dem S.K.A.-Prinzip (DRP. 397873, England 179890, Holland 10036, Argentinien 19865, Amerika 521399, Spanien 95840, Italien 250143, Belgien 299705). Dabei ist ein erheblicher Fortschritt gegenüber den früheren Motoren, nach den Angaben von *Boucherot* und von *Dolivo-Dobrowolsky*, dadurch erreicht worden, daß die Selbstinduktion des Außenkäfigs auf ein Mindestmaß beschränkt worden ist, während die Selbstinduktion des Innenkäfigs,

unabhängig von der Stromstärke, zu einem Wert angenommen werden kann, welcher einem guten Leistungsfaktor entspricht.

Bei Motoren nach diesen Patenten hat man es in der Hand, die vier bestimmenden Rotorgrößen (Widerstand und Selbstinduktion der beiden Rotorwicklungen) so zu wählen, daß eine gute Anlaufcharakteristik erreicht wird, ohne die Betriebseigenschaften (gekennzeichnet durch Wirkungsgrad und Leistungsfaktor) zu verschlechtern.

Durch das Wegfallen der Rotorisolation wird der Kupferfüllfaktor im Rotor außerordentlich günstig. Während bei Schleifringmotoren die Sättigung der Rotorzähne einen ungünstigen Einfluß auf den Magnetisierungsstrom und dadurch auf den Leistungsfaktor hat, fällt somit der

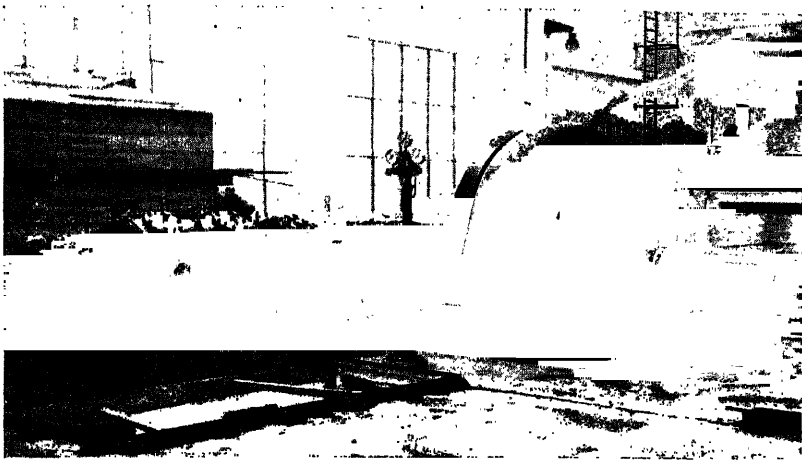


Abb. 2.

Magnetisierungsstrom bei S.K.A.-Motoren wesentlich kleiner aus. Dies hat nicht nur zur Folge, daß der Leistungsfaktor bei Vollast bei S.K.A.-Motoren besser ist als bei Schleifringmotoren, sondern daß er auch bei Teillasten besser ist.

Das ist in diesem Fall um so wichtiger, als die Motoren um 20 bis 30 % größer gewählt worden sind, als von den Kompressorfabriken angegeben wurde. Von seiten der Besteller wurde daher Wert auf hohen Wirkungsgrad und Leistungsfaktor bei  $\frac{3}{4}$  Last gelegt; auch wurden für die betreffenden Werte Konventionalstrafen festgesetzt.

Mit Rücksicht auf die ab und zu vorkommende Explosionsgefahr wurden die Luftspalte reichlich gewählt und die zulässige Temperaturerhöhung der Statorwicklungen einheitlich auf  $50^{\circ}\text{C}$  festgesetzt, obwohl für die 880 kW-Motoren, nach dem R.E.M.,  $70^{\circ}\text{C}$  zulässig sein würden.

#### *1. Wirkungsgrad und Leistungsfaktor*

Es liegen bis jetzt noch keine Ergebnisse von Wirkungsgrad- und Leistungsfaktormessungen vor. Ich muß mich daher darauf beschränken, mitzuteilen, in welcher Weise diese ermittelt werden.

Die Bestimmung des Wirkungsgrades hat nach den R. E. M. zu erfolgen, da die betreffenden I. E. C.-Vorschläge noch nicht angenommen worden sind.

Bekanntlich werden durch die I. E. C. die Eisenverluste bei EMK der Berechnung des Wirkungsgrades zugrunde gelegt, statt derjenigen bei der Klemmenspannung, wie die R. E. M. dies vorschreiben.

Obwohl die I. E. C. die zusätzlichen Verluste um 0,1% höher annimmt als die R. E. M., würde der nach I. E. C. bestimmte Wirkungsgrad nicht unwesentlich höher sein als der Wert, welcher jetzt über Konventionalstrafe oder Prämie entscheiden muß.

Bei der Bestimmung des Wirkungsgrades wird zu berücksichtigen sein, daß die Luftreibungsverluste der Schwungränze und die Lagerreibungsverluste, gemäß den R. E. M., von den Leerlaufverlusten in Abzug gebracht werden dürfen.

Es müssen somit die Leerlaufverluste in ihre Komponenten zerlegt werden.

Da es für uns von Wichtigkeit ist, den berechneten Verlauf des Drehmomentes in Funktion der Geschwindigkeit nachzuprüfen, werden wir Anlauf- und Auslaufversuche vornehmen, sowohl ohne als mit angekuppeltem, leerlaufendem Kompressor.

In an sich bekannter Weise wird die aufgenommene Energie bei Leerlauf und bei verschiedenen Spannungen, nach Abzug der Jouleschen Verluste, als Funktion der Spannung aufgetragen.

Die Summe sämtlicher Reibungsverluste wird dann durch Extrapolieren aus dieser Kurve bei dem Spannungswert Null gefunden.

Die Luftreibungsverluste der Schwungränze sind leicht zu bestimmen, da diese Kränze entfernt werden können.

Schwieriger ist die Feststellung der Anteile der Lagerreibungsverluste und der Ventilationsverluste an der oben genannten Summe.

Die Trennung dieser Verluste ist möglich mittels Auslaufversuchen. Aus der Kurve  $n = f(t)$  wird durch die Konstruktion der Subnormalen  $\left( \text{Verluste} = c n \frac{dn}{dt} \right)$  die Kurve  $\text{Verluste} = W_v = f(n)$  abgeleitet.

Die Ventilationsverluste seien  $c_1 n^{c_2}$ , die Lagerreibungsverluste, gemäß der hydrodynamischen Theorie (siehe *E. Falz*, „Grundzüge der Schmiertechnik“, S. 115)  $c_3 n^{1.5}$ .

Dann wird

$$W_v = c_1 n^{c_2} + c_3 n^{1.5} \quad (1)$$

$$\frac{dW_v}{dn} = c_1 c_2 n^{c_2-1} + 1,5 c_3 n^{0.5}. \quad (2)$$

In Gleichung (1) werden die Werte für  $W_v$  und  $n$  eingesetzt für 100 und für 90% der Tourenzahl, während in (2) nur die Werte bei voller Tourenzahl eingesetzt zu werden brauchen, um 3 Gleichungen zu erhalten, aus denen die 3 Konstanten berechnet werden können.

Aus den Auslaufkurven kann in bekannter Weise auch das Schwungmoment ermittelt werden.

Sodann kann aus den Anlaufkurven eine Kurve  $m_M - m_v = f(n)$  abgeleitet werden; dabei ist

$m_M$  = Augenblickswert des Motordrehmomentes,

$m_v$  = Augenblickswert des Momentes der Reibungsverluste,

abzuleiten aus der bekannten Kurve  $W_v = f(n)$ .

Schließlich kann dann die Kurve  $m_M = f(n)$  aufgezeichnet werden.

## 2. Anlaufcharakteristik

Dem zweiten Punkt der Garantiebedingungen zu genügen, war mit den S. K. A.-Motoren leicht. Das Gegendrehmoment beim Anlauf war zu 30 % des Nenndrehmomentes angegeben worden, das Schwungmoment war bekannt und somit war zu berechnen, daß ein stoßfreier Anlauf gewährleistet war, wenn das Anlaufmoment der Motoren auf das 1- bis 1,4fache des Nennmomentes angenommen wurde, d. h. absichtlich niedriger als erreichbar.

Aus dem Oszillogramm Abb. 3 geht hervor, daß für diese Maschine, 295 kW, 123 U/min, die Anlaufzeit 4,7 s beträgt, und die maximale

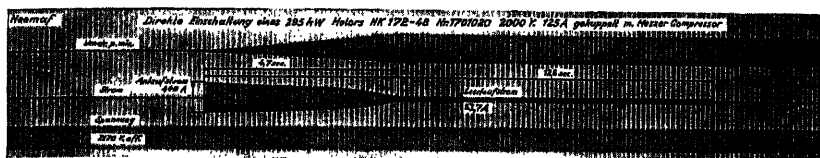


Abb. 3.

Anlaufstromstärke 400 A oder 320 % des Nennstromes bei 2170 V. Umgerechnet auf Nennspannung wird dieser Wert 295 % des Nennstromes. Der Anlauf verläuft völlig stoßfrei.

Die Drehmomentkurve ist so festgelegt worden, daß das Motordrehmoment bei zunehmender Tourenzahl etwas zunimmt, so daß der Kompressor selbst unter Teildruck noch anlaufen wird, wie auch bei den Anlaßversuchen bestätigt wurde.

## 3. Ausführung der Wicklungen

Der Stoßkurzschlußstrom beim Einschalten eines Motors wird hauptsächlich beherrscht durch die Sättigung. Beim Schleifringmotor bilden die Rotorzähne die höchst gesättigten Teile des magnetischen Kreises; beim Doppelnutmotor dagegen sind dieselben fast ungesättigt, während die Sättigung der Statorzähne beider Motorarten keine wesentlichen Unterschiede aufweist. Der nichtstationäre Teil des Einschaltstromes (Stoßkurzschlußstrom, "rush of current") wird daher beim Doppelnutmotor niedriger sein als beim Schleifringmotor; dagegen ist selbstverständlich der stationäre Teil größer.

Daraus geht hervor, daß es nicht notwendig ist, wesentliche Unterschiede in der Isolierung der Ständerwicklungen bei beiden Motortypen vorzusehen.



Die Kräfte, welche bei den hohen Spitzenströmen auftreten, sind bei den kleinen Abmessungen der Spulenköpfe bedeutungslos; wohl ist aber die ungleiche Spannungsverteilung beim Einschalten ohne Dämpfungswiderstände berücksichtigt worden, und zwar durch reichliche Glimmerisolation zwischen den Stäben in den Nuten und durch Sterling-Seide-Isolation in den Köpfen.

Die Spulen sind compoundiert; die Nutenisolation wird von nahtlosen, um die Spulen herumgepreßten Glimmerröhren von reichlicher Wandstärke und mit großen Kriechstrecken gebildet.

Die 880 kW-Motoren haben eine Hochspannungs-Stabwicklung mit darum herumgepreßter Glimmerisolation.

Die Köpfe sind isoliert, und es ist dafür gesorgt worden, daß keine Berührungsmöglichkeit besteht.

Durch zweckmäßige Maßnahmen ist der axialen Verschiebung dieser Stabwicklungen vorgebeugt worden.

Trotz dieser ausgezeichneten Isolierung, welche für die kleineren Motoren unter Klasse III, für die größeren selbst unter Klasse V der R. E. M. fällt, ist für alle Motoren eine maximale Temperaturerhöhung von  $50^{\circ}\text{C}$  verlangt worden, wegen der ab und zu vorkommenden Explosionsgefahr.

#### 4. Temperaturerhöhung des Anlaßkäfigs

Die Anlaßverlustenergie, welche vom Rotor aufgenommen werden muß, berechnet sich wie folgt.

Es sei:

$m_M$  = Augenblickswert des Motordrehmomentes.

$m_R$  = „ der Summe aller gegenwirkenden Momente, einschließlich Luft- und Lagerreibung.

$m_B$  = Augenblickswert des Teiles des Motordrehmomentes, der für Beschleunigung zur Verfügung steht.

$\omega$  = Augenblickswert der Winkelgeschwindigkeit in  $\text{Rad./s}^{-1}$ .

$\omega_s$  = Synchrone Winkelgeschwindigkeit in  $\text{Rad./s}^{-1}$ .

$\omega_n$  = Nennwinkelgeschwindigkeit in  $\text{Rad./s}^{-1}$ .

$s_r$  = Schlupf bei Nennlast in  $\text{Rad./s}^{-1} = \omega_s - \omega_n$ .

$t$  = Anlaßzeit, gerechnet vom Anfang der Bewegungen.

$T$  = Totale Anlaßzeit in s.

$I$  = Trägheitsmoment aller rotierenden Teile in  $\text{kgm/s}^2$ .

Dann ist:

$$\begin{aligned} m_M &= m_R + m_B, & m_B &= I \frac{d\omega}{dt} \\ m_M &= \varphi(\omega) & m_R &= \psi(\omega). \end{aligned}$$

$\varphi$  und  $\psi$  sind stetige Funktionen.

Das Drehfeld hat während der Anlaßperiode eine Arbeit geleistet von

$$A_D = \int_0^T m_M \cdot \omega_s \cdot dt = s_r \int_0^T m_M \cdot dt + \omega_n \int_0^T m_M \cdot dt.$$

Zur Überwindung der gegenwirkenden Momente und für Beschleunigung ist aufgewendet worden

$$A_N = \int_0^T m_M \cdot \omega \cdot dt.$$

Die Anlaßverlustenergie ist somit

$$A_V = s_r \int_0^T m_M \cdot dt + \omega_n \int_0^T m_M \cdot dt - \int_0^T m_M \cdot \omega \cdot dt.$$

Der erste Faktor stellt den Verlust dar, welcher auftreten würde, wenn der Rotor während der ganzen Anlaufperiode mit dem Schlupf  $s_r$  laufen würde; da  $m_M$  nur vorübergehend größer als das Nenndrehmoment ist, ist dieser Faktor nicht viel größer als die Rotorverluste im normalen Nennlastbetrieb während einer Zeitdauer gleich der Anlaufperiode.

Soweit hierin noch Extraanlaufverluste inbegriffen sind, können diese also vernachlässigt werden.

Als zusätzlicher Anlaufverlust bleibt dann übrig

$$A'_r = \omega_n \int_0^T m_M \cdot dt - \int_0^T m_M \cdot \omega \cdot dt$$

$$\omega_n \int_0^{\omega_n} m_M \cdot \frac{I}{m_B} \cdot d\omega - \int_0^{\omega_n} \omega \cdot m_M \cdot \frac{I}{m_B} \cdot d\omega.$$

Die Bestimmung der Kurve  $m_M \cdot f(n)$  ist schon besprochen worden; eine Gleichung für diese Kurve kann in bekannter Weise aufgestellt werden.

$m_R = f(n)$  ist zu berechnen aus den Auslaufversuchen des Motors mit angekuppeltem, leerlaufendem Kompressor ( $m_R$  wird in genau derselben Weise bestimmt wie für  $m_p$  unter Punkt I beschrieben). Auch für  $m_R$  kann eine Gleichung aufgestellt werden.

Schreiben wir  $\frac{m_M}{m_B} = f(\omega)$ , dann ist  $f$  jetzt eine bekannte Funktion und es wird

$$A'_r = \omega_n \int_0^{\omega_n} I \cdot f(\omega) \cdot d\omega - \int_0^{\omega_n} I \cdot f(\omega) \cdot \omega \cdot d\omega$$

$$= I \cdot \omega_n \int_0^{\omega_n} \left\{ f(\omega) \cdot d\omega + \frac{\omega \cdot d\omega}{1!} f'(\omega) + \frac{\omega^2 \cdot d\omega}{2!} f''(\omega) + \dots \right\}$$

$$- I \int_0^{\omega_n} \left\{ f(\omega) \cdot \omega \cdot d\omega + \frac{\omega^2 \cdot d\omega}{1!} f'(\omega) + \frac{\omega^3 \cdot d\omega}{2!} f''(\omega) + \dots \right\}$$

$$\begin{aligned}
&= I \cdot \omega_n \int_0^{\omega_n} \left\{ \omega \cdot f(\omega) + \frac{\omega^2}{2!} f'(\omega) + \frac{\omega^3}{3!} f''(\omega) + \dots \right\} \\
&- I \int_0^{\omega_n} \left\{ \frac{\omega^2}{2!} f(\omega) + \frac{\omega^3}{1! \cdot 3} f'(\omega) + \frac{\omega^4}{2! \cdot 4} f''(\omega) \dots \right\} \\
&= I \left\{ \frac{\omega_n^3}{2!} f(\omega) + \frac{\omega_n^3}{3!} f'(\omega) + \frac{\omega_n^4}{4!} f''(\omega) + \dots \right.
\end{aligned}$$

Aus diesen Gleichungen geht klar hervor, daß die Verlustenergie beim direkten Einschalten kleiner ist als bei jeder anderen Anlaßmethode, wenn  $m_M > m_B$  ist, d. h. wenn das Gegenmoment und die Reibungsmomente während der Anlaufperiode nicht zu vernachlässigen sind.

Für das Anlassen reibungsloser Schwungmassen geht die Gleichung in die altbekannte Form über:

$$A'_r = \frac{1}{2} I \omega^2.$$

Die genaue Rechnung für den vorliegenden Fall ist, wie oben schon gesagt, jetzt noch nicht möglich. Wir werden sicher nicht zu günstig rechnen, wenn wir  $\frac{m_M}{m_B} = 1$  setzen, dabei aber annehmen, daß die ganze Verlustenergie in dem Außenkäfig auftritt.

$$A'_r = \frac{1}{2} \cdot I \cdot \omega^2 \text{ kgm} = \frac{1}{2} \cdot I \cdot \omega^2 \cdot \frac{1}{4} \cdot \frac{1}{7} \text{ WE}.$$

Wird dann auch noch die Wärmeableitung nach dem Rotoreisen vernachlässigt, so errechnet sich daraus eine Temperaturerhöhung von

$$t = \frac{\frac{1}{2} \cdot I \cdot \omega^2}{427 \cdot \frac{r_{\text{Stäbe}}}{r_{\text{Stäbe}} + r_{\text{Ringe}}}} \cdot \text{Spez. Wärme} \cdot \text{Gewicht der Außenstäbe}.$$

In diesem Falle ist  $\omega \approx \omega_s$ , also

$$t = \frac{\frac{1}{2} \cdot 125000 \cdot \left( \frac{\pi \cdot 125}{30} \right)^2}{427 \cdot \frac{101 \cdot 10^{-7}}{112 \cdot 10^{-7}}} \cdot 0,09 \cdot 139 = 46^\circ \text{ C}.$$

Da diese Temperaturerhöhung ganz unschädlich ist, erübrigt es sich somit, eine genauere Rechnung anzustellen.

### 5. Zusätzliche mechanische Belastungen beim Einschalten

Die Wellenbelastung setzt sich zusammen aus Rotorgewicht, magnetischem Zug und Belastung durch äußere Kräfte.

Für den einseitigen magnetischen Zug bei unsymmetrischem Luftspalt sind von Dr. E. Rosenberg, Weiz, in der E. T. Z. 1918, S. 1, 15 und 25,

Formeln abgeleitet worden, welche hier zugrunde gelegt worden sind, nachdem durch Proben ihre prinzipielle Gültigkeit festgestellt worden war.

Den Ausgangspunkt für die *Rosenbergsche* Arbeit bildete die Formel

$$F_x = C \cdot x \cdot B^2 \frac{dB}{dH}.$$

Es ist klar, daß im Einschaltmoment  $B$  hohe Werte erreichen kann.

Allerdings nimmt  $\frac{dB}{dH}$  bei höherer Sättigung ab, aber bei den in Betracht kommenden Maschinen tritt der Höchstwert für  $B^2 \frac{dB}{dH}$  bei weit

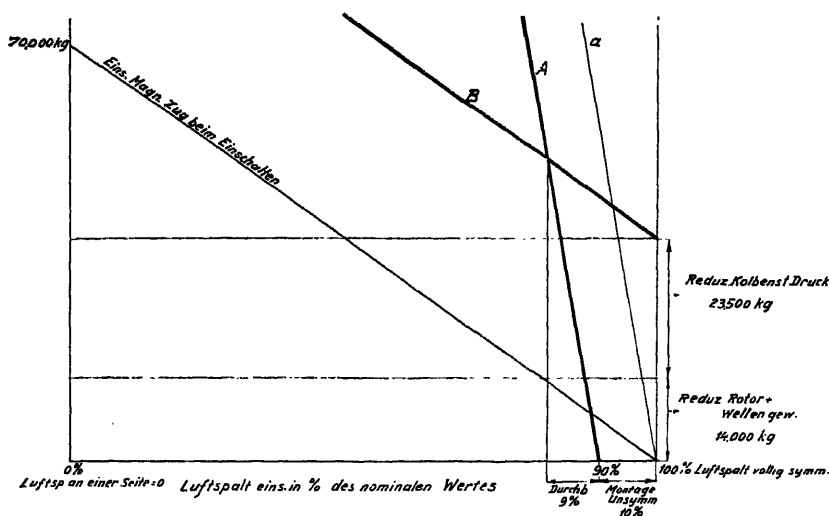


Abb. 4.

höheren Werten für  $B$  als 7000 auf, welcher Wert der *Rosenbergschen* Schlußformel zugrunde gelegt worden ist.

Da der einseitige magnetische Zug von der Differenz der Luftspaltabmessungen an einander gegenüberliegenden Punkten des Rotorumfanges abhängt, muß man bei Berechnungen immer eine Annahme machen über die größte Differenz, welche durch Montageungenauigkeiten, Einlaufen von Lagern, Durchbiegung der Welle durch Rotor- und Eigengewicht, Meßfehler usw. auftreten kann.

Im ungünstigsten Fall wird diese schon im Stillstand bestehende Differenz sowohl beim Anlaufen wie beim Betrieb vergrößert durch den einseitigen magnetischen Zug, welcher eine weitere Durchbiegung der Welle verursacht und dadurch wieder größeren magnetischen Zug, bis ein Gleichgewicht erreicht worden ist.

Da bei diesen Motoren ein Streifen des Rotors gegen das Stator-eisen mit absoluter Sicherheit ausgeschlossen sein sollte, war es Bedin-

gung, daß die Durchbiegung der Welle bei der Gesamtheit der in jedem Augenblick zu erwartenden Kräfte einen eindeutigen Wert haben, d. h. daß dabei ein vollkommen stabiler Zustand auftreten müßte.

Daß dies tatsächlich der Fall ist, geht aus Abb. 4 hervor, in der die Wellendurchbiegung als Funktion der Belastung gegeben ist für den Motor NK. 192—48, 880 kW, 123 U/min.

Die resultierende Wellenbelastung setzt sich hier zusammen aus Rotorgewicht, Gewicht der Welle, äußerer Kraft durch Kolbenstangendruck, welche unabhängig vom Luftspalt sind, und dem einseitigen magnetischen Zug, welcher in dem in Betracht kommenden Gebiete linear von der Luftspaltunsymmetrie abhängt.

Die resultierende Belastung wird dann durch die stark ausgezogene Linie *B* angegeben.

Die Durchbiegung der Welle in Funktion der Belastung ist durch die dünn ausgezogene Linie *a* angegeben.

Bei 10% Anfangsunsymmetrie für den Luftspalt wird die Durchbiegung der Welle somit durch die stark ausgezogene Linie *A* angegeben; der Schnittpunkt von *A* und *B* gibt die auftretende Durchbiegung an.

Die Neigungswinkel von *A* und *B* sind so stark verschieden, daß eine genügende Sicherheit gegen Streifen vorhanden ist, selbst wenn einige Faktoren ungünstiger ausfallen, als angenommen wurde.

Zu bemerken ist, daß alle Kräfte auf Rotormitte reduziert waren, so daß die gefundene Durchbiegung den ungünstigsten Wert darstellt.

Bei der konstruktiven Ausführung der Maschinen sind die infolge der direkten Einschaltung in verschiedenen Unterteilen, z. B. den Befestigungsbolzen der Schwungränze, auftretenden Beschleunigungskräfte vollständig berücksichtigt worden.

#### 6. Bestimmung des resultierenden Ungleichförmigkeitsgrades

Der Ungleichförmigkeitsgrad der Bewegung wird kleiner als angenommen, da das benötigte Schwungmoment ohne Rücksicht auf die Motorrückwirkung berechnet worden war.

Diese Rückwirkung entsteht durch die wechselnde Winkelgeschwindigkeit, welche ein wechselndes Motordrehmoment verursacht, das der Ursache seines Entstehens entgegenwirkt, aber leider, wie die Berechnung ausweist, mit Phasenverschiebung und dadurch wenig ins Gewicht fallend.

Es sei

$\Omega$  = Augenblickswert der Rotor-Winkelgeschwindigkeit in Rad./s<sup>-1</sup>,

$\Omega_m$  = mittlerer Wert der Rotor-Winkelgeschwindigkeit in Rad./s<sup>-1</sup>,

$\Omega_s$  = synchroner Wert der Rotor-Winkelgeschwindigkeit in Rad./s<sup>-1</sup>,

$\omega = \Omega - \Omega_m$  = Augenblickswert der relativen Winkelgeschwindigkeit (relativ in bezug auf die mittlere Winkelgeschwindigkeit) in Rad./s<sup>-1</sup>,

$q$  = Anzahl Arbeitsperioden pro Umdrehung,

$$I = \text{Trägheitsmoment sämtlicher rotierender Teile} \\ = \frac{GD^2}{4g} \text{ kg} \cdot \text{m} \cdot \text{s}^2,$$

$$s = \text{Augenblickswert des Schlupfes} = \frac{\Omega_s - \Omega}{\Omega_s},$$

$$s_m = \text{mittlerer Wert des Schlupfes} = \frac{\Omega_s - \Omega_m}{\Omega_s},$$

$$\vartheta = \frac{2\omega_{\max}}{\Omega_m} = \text{Ungleichförmigkeitsgrad.}$$

Wird angenommen, daß das Drehmoment der Belastung (des Kompressors) aus einem konstanten Teil  $M_K$  und einem sinusförmig veränderlichen Teil  $m_{K\max} \cdot \sin \varrho \cdot \Omega_m \cdot t$  besteht, und daß bei den in Betracht kommenden Geschwindigkeitsänderungen das Motordrehmoment dem Schlupf proportional ist, so wird die Gleichgewichtsgleichung:

$$\begin{aligned} M_K + m_{K\max} \sin \varrho \cdot \Omega_m \cdot t &= -I \frac{d\Omega}{dt} + C \cdot s \\ &= -I \frac{d\omega}{dt} + C \frac{\Omega_s - \Omega}{\Omega_s} = -I \frac{d\omega}{dt} + C \frac{\Omega_s - \Omega_m - \omega}{\Omega_s} \\ &= -I \frac{d\omega}{dt} + C \cdot s_m - C \frac{\omega}{\Omega_s}. \end{aligned}$$

Da  $C \cdot s_m =$  mittleres Motordrehmoment ist, also  $C \cdot s_m = M_K$ , so wird

$$m_{K\max} \sin \varrho \cdot \omega_m \cdot t = -I \frac{d\omega}{dt} - C \cdot \frac{\omega}{\Omega_s}.$$

Bekanntlich ist die Lösung hiervon

$$\omega = A \cdot e^{-\frac{C}{I \cdot \Omega_s} t} + B \cdot \sin(\varrho \cdot \Omega_m t - \varphi).$$

Nachdem der stationäre Zustand erreicht ist, gilt

$$\omega = \omega_{\max} \sin(\varrho \cdot \Omega_m \cdot t - \varphi),$$

$$\omega_{\max} = \frac{m_{K\max}}{\sqrt{\frac{C^2}{\Omega_s^2} + \varrho^2 \cdot \Omega_m^2 \cdot I^2}} \quad \text{und} \quad \varphi = \text{arctg} \frac{\Omega_s \cdot I \cdot \varrho \cdot \Omega_m}{C}.$$

Sowohl der schwingende Teil des Belastungsdrehmomentes als auch seine Komponenten können als Vektoren aufgefaßt werden (Abb. 5).

In symbolischer Schreibweise wird

$$\bar{m}_K = -\bar{\omega} \left( \frac{C}{\Omega_s} + j \cdot \varrho \cdot \Omega_m \cdot I \right),$$

d. h. der schwingende Teil des Motordrehmomentes hat eine Phasenverschiebung  $\pi$  gegen  $\omega$ , während das Trägheitsdrehmoment eine

Phasenvoreilung  $\frac{\pi}{2}$  gegenüber dem schwingenden Teil des Motordrehmomentes hat.

Der angenommene Ungleichförmigkeitsgrad war unter Vernachlässigung der Änderungen des Motordrehmomentes berechnet worden; er war somit

$$\vartheta_1 = \frac{2\omega_{\max}}{\Omega_m} = \frac{2m_{K\max}}{\varrho \cdot \Omega_m^2 \cdot I}$$

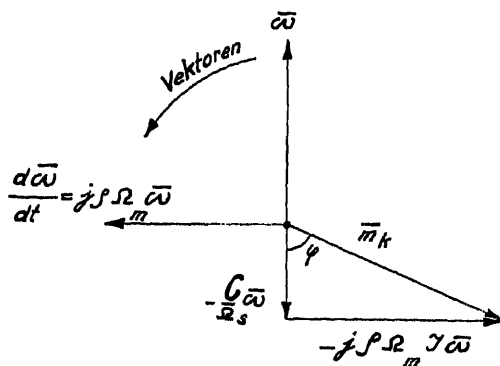


Abb. 5.

Das Verhältnis des wirklichen zum berechneten Ungleichförmigkeitsgrad wird somit

$$\beta = \frac{\frac{2m_{K\max}}{\Omega_m \sqrt{\Omega_s^2 + \varrho^2 \cdot \Omega_m^2 \cdot I^2}}}{\frac{2m_{K\max}}{\varrho \cdot \Omega_m^2 \cdot I}} = \frac{1}{\sqrt{\varrho^2 \cdot \Omega_m^2 \cdot I^2 \cdot \Omega_s^2 + 1}}$$

$C = 973 \frac{\text{kW}}{n \cdot s_m}$ , wenn kW = Nennleistung des Motors in kW,  $n = \text{U/min}$ .

Wird  $\Omega_s = \Omega_m$  gesetzt, so wird

$$\beta = \frac{1}{\sqrt{1 + \frac{94,6 \cdot 10^4 \cdot \text{kW}^2}{n^2 \cdot s_m^2 \cdot \varrho^2 \cdot \Omega_m^4 \cdot I^2}}}$$

Es wird, da  $\Omega_m = \frac{\pi \cdot n}{30}$  ist,

$$\beta = \frac{1}{\sqrt{1 + \frac{78,6 \cdot 10^3 \cdot \text{kW}^2}{n^6 \cdot s_m^2 \cdot \varrho^2 \cdot I^2}}}$$

Im vorliegenden Falle gibt es 2 Arbeitsperioden pro Umdrehung; d. h.  $\rho = 2$  und somit

$$\beta = \frac{1}{\sqrt{1 + \frac{19,7 \cdot 10^8 \cdot \text{kW}^2}{n^6 \cdot s_m^2 \cdot I^2}}}$$

Einsetzen der Zahlenwerte gibt für die 880 kW-Motoren

$$\beta = \frac{1}{\sqrt{1 + \frac{19,7 \cdot 10^8 \cdot 880^2}{122,6^6 \cdot 0,0195^2 \cdot 3180^2}}} = 0,946.$$

Der Einfluß der Motorrückwirkung auf den Ungleichförmigkeitsgrad ist also von geringer Bedeutung.

Der effektiv Wert des schwingenden Teiles des Motordrehmomentes ist

$$\frac{\omega_{\max}}{\sqrt{2}} \frac{C}{\Omega_s} = \frac{\beta \cdot \vartheta_1 \cdot \Omega_m}{2 \sqrt{2}} \frac{C}{\Omega_s} \approx \frac{\beta \cdot \vartheta_1}{2 \sqrt{2}} C.$$

Das Verhältnis hiervon zum mittleren Motordrehmoment ist also

$$\frac{\beta \cdot \vartheta_1}{2 \cdot s_m \cdot \sqrt{2}}.$$

Wenn man die Zahlenwerte einsetzt, wird das Verhältnis für den vorliegenden Fall

$$\frac{0,946 \cdot 0,01}{2 \cdot 0,0195 \sqrt{2}} = 0,172.$$

Die Motoren sind so reichlich gewählt worden, daß sich hieraus keine Schwierigkeiten ergeben.

### 7. Demontage von Rotor und Welle

Obwohl ein Teil der Statoren zweiteilig ausgeführt worden ist, wurde es als unzulässig betrachtet, wegen Lagerkontrolle u. dgl. die Statorschlußspulen auszunehmen und aufzuopfern.

Es sind daher die Statoren so weit verschiebbar angeordnet worden, daß die Welle mit Rotor senkrecht gehoben werden kann.

### 8. Sicherung

Die Motoren werden eingeschaltet mittels Ölschalter mit Fernbetätigung, versehen mit Maximalzeitrelais, Fabrikat Asca mit abhängiger Zeitverzögerung.

Die Relais sind so eingestellt, daß sie bei dem kurzdauernden 5fachen Anlaufstrom nicht ansprechen, jedoch wohl in Tätigkeit treten, wenn die Dauerstromstärke während längerer Zeit höher liegt als der 1,2fache Normalstrom.



## Summary

A description is given of double slot motors (with squirrelcage rotors) built for a synthetic ammonia works.

The h. t. motors described are of the slow speed type and have a voltage of 2000 V; they are in all cases coupled to single crank, high pressure, plunger-type compressors equipped with heavy flywheels and having a total capacity of 8000 kW. All these motors can be started on full load.

Double slot motors were chosen in preference to compensated slipring induction motors, as it has been proved that their greater efficiency and the lower initial costs they involve fully compensate for the lower power factor, quite apart from the many advantages accruing from greater reliability in service.

Unfortunately no measurements of the efficiency exist as yet, though the author indicates the manner in which such measurements should be carried out. Formulae are given for calculating the losses of energy in starting for any torque diagram; the requirements that the windings and mechanical parts of the equipment must satisfy when the motors are directly connected, are also dealt with.

Finally it is proved, that the cyclic irregularity, when this has been fixed without taking account of the counter-action of the motor, remains almost unchanged, even when such account is taken.

Schweiz

## Skizze über Fragen des Transformatorenbaues

Schweizerisches Nationalkomitee

*Dipl.-Ing. J. Kübler*

Aus kleinen Anfängen wachsen sich die Elektrizitätsnetze zu immer größeren Gebilden aus. Sie, die erst nationale Einstellung hatten, überschreiten die Landesgrenzen, werden zu internationalen Kupplungen. Mit ihrer Ausdehnung wächst ihr Gewicht in der nationalen und der internationalen Wirtschaft, wächst auch ihre GröÙe in Erzeugung der elektrischen Energie und ihrem Absatz.

Kaum denkbar wäre diese Entwicklung ohne den Transformator. Durch seine Fähigkeit, die elektrische Energie von einer Spannungsform in eine andere umzubauen, gibt er erst die Möglichkeit, ausgedehnte Netze zu beherrschen. Von seiner Güte hängt die Kontinuität der Energieversorgung weitester Gebietsteile ab. Er verbindet die Netze, und doch wahrt er durch die Regulierfähigkeit seiner Spezialformen die gegenseitige Unabhängigkeit. Nur mit seiner Hilfe ist nationaler und internationaler Zusammenschluß der Elektrizitätsnetze möglich.

Es lohnt sich deshalb die Mühe, wichtige Gesichtspunkte, die seinen Bau bestimmen, neuerdings kurz zu streifen und einzelne aus dem Allgemeinen herauszuheben. Der Spezialist wird wenig Neues finden. Diese Arbeit soll vielmehr der Kenntnis jener Gesichtspunkte eine breitere Grundlage geben. Dabei mögen bei den Transportfragen einige für die Schweiz und allgemein für Gebirgsgebiete interessierende Punkte mit erwähnt sein.

Am augenfälligsten an der Entwicklung des Transformators ist das ständige Wachsen seiner GröÙe und seiner Spannungen, gefordert durch den zunehmenden Verbrauch elektrischer Energie, durch die sich immer weiter erstreckenden Netze, durch Herniederholung der weißen Kohle ins Flachland und nicht zuletzt durch das Aufsteigen der schwarzen Kohle im elektrischen Draht bis ins Gebirge. Die Frage nach den Grenzen dieses Wachstums ist naheliegend. Sie möge in dieser kleinen Arbeit etwas näher geprüft werden und die Prüfung sich erstrecken auf den Bau von Eisenkern, Wicklung, Kasten und Kühlung im Hinblick auf Material, Herstellung, Isolation, Stromkräfte, magnetische Streuung der Wicklung, zusätzliche Verluste, unter Berücksichtigung der Anzapfungen, der Prüffragen, des Transportes und der Montage.

Damit verbunden sollen weitere allgemeine Transformatorfragen gestreift werden und anschließend Charakteristisches über Mehrwicklungs- und Reguliertransformatoren und über Spannungswandler kurz gesagt werden.

Vorweg sei bemerkt, daß diese Skizze sich nur auf Öltransformatoren erstreckt, und daß der Drehstromtransformator vorzugsweise berücksichtigt wird.

Es bestehen kaum zwingende technische Gründe, die hindern könnten, den Kern in beliebiger Größe herzustellen. Die Umlaufspannung, die mit dem aktiven Eisenquerschnitt zunimmt, kann durch ausreichende Unterteilung in gegenseitig gut isolierte Blechpakete beherrscht werden. Die Kühlung bereitet keine Schwierigkeiten, wenn die heute allgemein gebräuchlichen Schlitzte quer zu den Blechen angewendet werden. Erleichtert würde die Kühlung durch Minderung der Eisenverluste. Doch ist dies eine Materialfrage, die Frage über die Blechverlustziffer. Bei den Blechwerken besteht wohl die Tendenz, Bleche mit erniedrigter Verlustziffer herzustellen. In dieser Beziehung sind die amerikanischen Werke den europäischen weit voran, indem sie bereits Bleche von 1 Watt/kg/10000 Gauß, 50 H in erstklassiger Ausführung mit glatter Oberfläche anbieten. Es besteht der Wunsch, die europäischen Werke möchten wie vor dem Kriege in dieser Hinsicht wieder in erster Linie stehen.

Kaum näher braucht ausgeführt zu werden, wie wichtig für die Eisenkerne der Großtransformatoren eine in allen Beziehungen sorgfältige Ausführung ist. Insbesondere nur die sorgfältigste Ausführung der Bolzen-, Paket- und Stoßfugenisolationen vermeidet die Eisenkrankheiten. Mit diesem Vorbehalt sind letztere aber auch absolut ausgeschlossen. Eine gewisse wirtschaftliche Begrenzung des beliebigen Größenzuwachses der Eisenkerne stellt sich durch die Bearbeitungsmaschinen ein, die Scheren, Stanzen, Hobelmaschinen usw., und außerdem werden die Fabrikbauten und Krane eine gewisse Grenze vorschreiben. Es wäre wirtschaftlich kaum zu verantworten, für die Herstellung nur weniger Stücke solcher Großtransformatoren abnormal große Anlagen zu erstellen, die nur zum Teil auszunützen wären. Solche Spezialanlagen müßten sich im Preise des Fabrikates auswirken.

Man könnte sich vorstellen, daß ein weiterer Grund der Größenschränkung der Eisengestelle im Transport liegen möchte, wobei vor allem an den Drehstromtransformator zu denken ist. Doch tritt dieser Grund weniger in den Vordergrund, denn wenn der Transport des Eisengestelles eines dreisäuligen Transformators nicht möglich ist, so wird ein fünfsäuliger Kern mit zwar größerem Gewicht, aber geringerer Höhe gewählt, oder aber man transportiert eben in Teilen. In diesem Falle bietet der Kern mit getrennten Säulen und Jochen, also jene Ausführung, die von der ineinanderschachtelung der Joch- und Säulenbleche absieht, eine für die Montage äußerst zweckmäßige Anordnung.

Weit mehr Schwierigkeiten für die Steigerung der Leistung als das Eisengestell verursacht die Wicklung. Sie liegen nicht bei der Herstellung, denn auch hier wird die Größe allein durch die Einrichtungen

der Fabrik begrenzt und wiederum nicht etwa beim Transport, denn so große Dimensionen und Gewichte werden Wicklungen kaum je erreichen, daß nicht die heutigen Transporteinrichtungen genügen können, um zum mindesten die vollständig zusammengebaute Wicklung für eine Säule zu expedieren. Für große Leistungen und Spannungen kommen andere als zylindrische konzentrische Wicklungen kaum in Betracht; alle neuen Großtransformatoren entsprechen dieser Forderung. Sie ist darin begründet, daß Scheiben- und nichtzylindrische Wicklungen von Großtransformatoren nur mit schweren Hilfskonstruktionen mechanisch genügend fest zu bauen sind, um den Stromkräften zu widerstehen. Aber auch die Vergrößerung der konzentrischen Wicklung ist durch die Steigerung der Stromkräfte behindert. Da sind es zuerst die Radialkräfte, die nicht ohne weiteres zu beherrschen sind; sie wirken in gleicher Weise wie der Druck auf die zylindrische Wand eines Dampfkessels. Bei sonst gleicher Dimensionierung wächst also die Kupferbeanspruchung durch die Stromkräfte in gleichem Maße wie der Durchmesser der Wicklung. Sie wird mit zunehmendem Durchmesser bei den bisher gebräuchlichen Bemessungen bald so gesteigert sein, daß man an der Grenze der zulässigen Beanspruchungen des Kupfers ist. Weiches Elektrolytkupfer ist sehr duktil und fast unelastisch, eine spezifische Belastung von  $600 \text{ kg/cm}^2$  (vgl. Hütte 1920, S. 494), dürfte vielleicht die obere Grenze bilden, auch unter Berücksichtigung, daß der maximale Stromstoß nur sehr kurze Zeit, selbst bei  $16\frac{1}{2} \text{ Hz}$  nur etwa  $\frac{1}{50} \text{ s}$  andauert. Mit einer einfachen zahlenmäßigen Rechnung ist einigermaßen ein Überblick zu gewinnen. Es werden die Verhältnisse angenommen, wie sie sich für einen Großtransformator sehr hoher Spannung mit 2 Wicklungen in einfach konzentrischer Anordnung etwa ergeben können:

Kurzschlußspannung des Transformators .....	12 %
Magnet. Flußdichte im Aktiveisen .....	13000 Gauß
Magnet. Flußdichte im Streukanal bei Nennstrom ....	1400 Gauß
Streukanalbreite .....	15 cm
Stromdichte im Kupferleiter .....	$300 \text{ A/cm}^2$
Zulässige Zugspannung im Kupferleiter .....	$600 \text{ kg/cm}^2$
Ausgenützte Säulenlänge .....	220 cm
Amperewindungen für 1 cm ausgenützte Säulenlänge ..	710 AW/cm
Innerer Radius der äußeren Wicklung .....	„r“ cm
Radiale Höhe der inneren Wicklung .....	6 cm
Abstand der inneren Wicklung vom Kern .....	4 cm

Vorausgesetzt ist, daß die *ganze* radiale Kupferhöhe  $h$  in cm gleichmäßig trage.

Die nachfolgenden Berechnungen beziehen sich auf den *maximalen* Amplitudenwert des Kurzschlußstromes (Stoßkurzschlußstrom). Stromdichte  $1,8 \cdot \sqrt{2} \cdot \frac{100\%}{12\%} \cdot 300 = 6250 \text{ A/cm}^2$ .

Dichte des magnet. Flusses im Streukanal:

$$1,8 \cdot 1400 \cdot \frac{100\%}{12\%} = 21000 \text{ Gauß.}$$

Radiale Stromkraft für 1 cm axiale reine Kupferlänge für den ganzen Umfang in Dyn

$$\frac{1}{2} \cdot \frac{21000 \cdot 6250 \cdot 2 \cdot \pi \cdot r \cdot h}{10}$$

Die maximale Tangentialkraft ergibt sich demnach unter gleicher Voraussetzung:

$$\frac{1}{2} \cdot \frac{21000 \cdot 6250 \cdot r \cdot h}{10} \text{ Dyn.}$$

Die zulässige Zugkraft für 1 cm axiale Kupferlänge und für die axiale Kupferhöhe  $h$  errechnet sich zu:  $981000 \cdot 1 \cdot h \cdot 600$  Dyn.

Unter Gleichsetzung beider Werte findet sich:

$$r = 90 \text{ cm ca.}$$

und der Kernradius

$$90 - (15 + 6 + 4) = 65 \text{ cm ca.,}$$

was ca.  $9300 \text{ cm}^2$  aktiven Eisenquerschnitt und bei 13000 Gauß eine Umlaufspannung von 270 V ergibt

Ohne Überschreitung der zulässigen Kupferbeanspruchung von  $600 \text{ kg/cm}^2$  ist die maximal mögliche Leistung bei 50 Hz demnach

$$\frac{270 \text{ V/W} \cdot 220 \text{ cm} \cdot 710 \text{ AW/cm} \cdot 3}{10^6} = 125 \text{ mVA.}$$

(Damit nicht unrichtige Schlüsse gezogen werden, sei ausdrücklich bemerkt, daß dieser Grenzwert nicht allgemeine Gültigkeit hat, sondern nur für die zugrunde gelegten Annahmen zutrifft.) Für andere Frequenzen sinkt oder steigt die Grenzleistung proportional.

Alle Großtransformatoren werden zur Zeit schon aus Gründen des Schalterschutzes mit großen Kurzschlußspannungen gebaut. Wie man aus dem Resultat ersieht, wird trotzdem eine gewisse Höchstleistung für gegebene Kupferbeanspruchung verhältnismäßig rasch erklommen. Nun darf aber gerade für die Großtransformatoren mit einer gewissen Senkung der Betriebsspannung vor dem Transformator in allen Fällen gerechnet werden, so daß die Grenzleistung ohne Gefahr ganz allgemein noch entsprechend gesteigert werden kann.

Von Fall zu Fall wäre eine weitere Steigerung zu verantworten, wenn individuell die Senkung der zugeführten Spannung berücksichtigt würde. Allein dann wäre der Transformator vollkommen dem Aufstellungsort angepaßt, was recht unangenehm zum Ausdruck käme, wenn Veränderungen am Netze eintreten, sei es durch Zentralenvergrößerung oder aus anderen Ursachen, oder wenn eine Translokation vorzunehmen wäre.

Aus der Rechnung lassen sich weitere Schlüsse ziehen, wie es möglich ist, zu noch höheren Grenzleistungen zu kommen: In erster Linie wäre daran zu denken, die Kurzschlußspannung zu erhöhen. Man könnte aber auch die Streuliniendichte z. B. durch doppelkonzentrische Anordnung oder mit andern Mitteln oder die Stromdichte verringern oder schließlich das Kupfer der Wicklung müßte durch ein zugfesteres Material ersetzt werden.

Neben der Sprengkraft sind die axialen Verschiebungskräfte nicht zu vernachlässigen, im besonderen dann, wenn Unsymmetrien, sei es durch Anzapfungen oder durch differenzierte Drahtisolationen usw., in der Wicklung bestehen. Je höher die Leistung, desto angebrachter ist es, auf Anzapfungen sorgfältig zu achten und für die allergrößten Leistungen vielleicht zweckmäßigerweise allfällige Regulierung in getrennte Aggregate zu verlegen.

Eine weitere unangenehme Begleiterscheinung der Steigerung der Leistung sind die zusätzlichen Kupferverluste, jene Verluste, die durch



Abb. 1. Einphasen-Wechselstrom-Transformator mit Ölumlauf und Wasserkühlung.  $2 \times 9000$  kVA,  $16\frac{2}{3}$  Hz., 15,5/66 kV und 15,5/132 kV. Mit Hilfssäule für Hauptflußdifferenz und zum Teil für Streufluß.

Stromverdrängung im Leiter entstehen. Denn je größer die Leistung ist, desto größer sind die Leiterquerschnitte, gleiche Spannung vorausgesetzt, und desto eher entstehen unangenehme Stromverdrängungen. Daß diese Schwierigkeit allgemein empfunden wird, zeigt die erhebliche Zahl von Patentanmeldungen, die Vorschläge zur Lösung dieser Frage bringen. Leicht ist es nicht, dieser Schwierigkeit zu begegnen. Man wird die Leiter teilen und suchen, sie so anzuordnen, daß Teileiter gleiche Streuflüsse umfassen. Doch bietet diese Lösung fabrikationstechnische Komplikationen. Oder man wird die Teileiter so anordnen, daß Ausgleichströme weitgehendst gedrosselt werden, so daß deren Einfluß auf die Lastströme der Teileiter zurücktritt. Die Schwierigkeiten in der

Stromverteilung sind unter Umständen noch vermehrt durch Anzapfungen, welche die an sich sonst gute Aufteilung der Ströme zunichte machen können.

Wenn eine große Kurzschlußspannung recht willkommen ist, um die Stromkraftbeanspruchung zu mindern, so führen andererseits die mächtigen Streuflüsse zu weiteren unliebsamen Nebenwirkungen. Heute sind bei Großtransformatoren Streuflüsse üblich, die an Größe den Hauptfluß eines Transformators von mehreren tausend kVA übertreffen. Ohne weiteres ist deren Weg nicht vorgeschrieben. Wenn der Streufluß auf Schmalflächen der Aktivbleche auftritt, ist er ungefährlich. Tritt er aber durch die Breitflächen ein oder nimmt er seinen Weg durch großmassige Konstruktionsteile und besonders wenn sie ferromagnetisch sind, so entstehen starke Wirbelströme. Ihre unerwünschten Folgen sind: starke Zunahme der vom Strom abhängigen Verluste, also scheinbar weitere Erhöhung der Kupferverluste, dazu örtliche, nicht ohne weiteres ungefährliche Erwärmungen.

Dem Konstrukteur stehen auch hierfür einige gute Hilfsmittel zur Verfügung. In erster Linie wird er gefährdete Teile aus nicht magnetischem Material herstellen. Wo diese Maßnahme nicht anwendbar ist oder nicht genügt, helfen Schutzwindungen aus gut leitendem Material, z. B. Kupfer, und im Notfalle bietet er den Streuflüssen mit Dynamoblechpaketen Nebenwege zu den gefährdeten Konstruktionsteilen. Ein Beispiel dafür bietet die Hilfssäule des Transformators nach Abb. 1. Oder er verwendet andere Wicklungsanordnungen, z. B. die doppelkonzentrische, bei denen die Streuflüsse in geringerem Maße aus dem Bereich der Wicklung heraustreten. Als Resultat dieser Überlegungen darf gesagt werden, daß dem erfahrenen Konstrukteur genügend Mittel zur Verfügung stehen, um sowohl der Erscheinung der Stromverdrängung im Leiter als den Streustörungen in den Armaturteilen entgegenzutreten. Einer Steigerung der Grenzleistung steht in dieser Hinsicht nichts entgegen.

Mit der Wicklung in engem Zusammenhange steht die Frage der Zunahme der Betriebsspannung. Nachdem man die Prinzipien der Isolierung, wie sie beim Manteltransformator längst bekannt sind, d. i. die Trennung der Ölräume durch feste Isolierschichten quer zu den elektrischen Feldlinien, auf dem Kerntransformator mit konzentrischen Wicklungen in erhöhtem Maße anwendet, steht auch der Spannungssteigerung bis 380 kV kein ernstliches Hindernis im Wege. Doch muß hier einschränkend bemerkt werden, daß sich nur wirkliche Großtransformatoren, zu denen Transformatoren über 10000 kVA zu rechnen sind, mit diesen Spannungen wirtschaftlich herstellen lassen. Wohl sind kleinere Transformatoren ebenfalls zu bauen, aber die Isolierung, zu der auch die Klemmenabstände zählen, erfordert so erhebliche Dimensionen an sich, daß der Preis mit sinkender Leistung nur noch unmerklich sinkt. Solche „kleine“ Transformatoren sind auch nicht wirtschaftlich hinsichtlich der konstanten Verluste, der Eisenverluste, die relativ mit abnehmender Leistung stark anwachsen. Klar ist, daß die Größe der Leistung die für hohe Spannungen von vornherein hohen Kosten

der Schaltanlage praktisch nicht beeinflußt und daß deren Kosten um so mehr ins Gewicht fallen, je kleiner die von ihr beherrschte Leistung ist. Doch sei dies nur nebenbei bemerkt, da es nicht eigentlich zum Thema gehört.

Gegen die Erdung des Neutralpunktes wird angeführt, daß Erdschlüsse meist zu Kurzschlüssen und Abschaltungen, also Betriebsunterbrechungen führen. Nun leiten von 110 kV ab sowohl atmosphärische Entladungen als auch betriebsmäßige Überspannungen nur noch ganz ausnahmsweise Erdschlüsse ein. Es entfällt somit ein Haupteinwand, der verhindern könnte, die beträchtlichen wirtschaftlichen Vorteile der Neutralpunkt-erdung, bedingt durch die geringer zu fordernde Isolation, auszunützen. Diese Vorteile zeigen sich einmal in den Baukosten und zum andern in den geringeren konstanten Verlusten der Transformatoren. Hierzu kommt, daß Transformatoren für geerdeten Neutralpunkt bis zu größeren Leistungen komplett bahntransportfähig sind als normal isolierte Transformatoren.

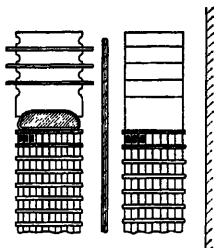


Abb. 2. Schutzring der Oberspannungswicklung vorgeschaltet.

Es dürfte nicht müßig sein, die Frage zu streifen, ob das Gefahrmoment der Sprungwellen für wachsende Leistung und Spannung zunimmt. Da ist vor allem zu beachten, daß Spannungsstöße, selbst wenn sie direkt vor dem Transformator an den Durchführungen entstehen, in ihrer ersten Schärfe die Wicklung nicht erreichen. Die Durchführungen besitzen erhebliche Kapazität, so daß sie die kurzwelligsten Harmonischen des Spannungssprunges, die allein die Steilheit der Wellenstirn bedingen, schon stark herausziehen und zur Hauptsache nur langwelligere Harmonische auf die Wicklung durchlassen. Diese aber treten relativ langgestreckt in sie ein, und ihr Spannungswert verteilt sich auf eine große Länge, so daß eine übermäßige Beanspruchung auch an den Anfangswindungen nicht eintritt. Eine Beschädigung ist um so weniger zu erwarten, als die Zeitdauer enorm kurz ist und die festen und flüssigen Isolationen für so kurze Zeiten beträchtlich höhere Durchschlagsfestigkeiten aufweisen als für Zeiten, welche noch mit der Uhr meßbar sind. So ist es verständlich, daß bei einem nach modernen Prinzipien in der Wicklung isolierten Transformator durch Spannungssprünge überhaupt keinerlei Beschädigungen weder der Eingangs-, noch der übrigen Windungen je auftritt, wie dies die Praxis aus den letzten Jahren einwandfrei bewiesen hat.



Die Steilheit der Sprungwellen wird übrigens noch weiter stark herabgesetzt durch den sog. Schutzring (DRP. 262251 von 1911), der an Ein- und an Ausgängen der Wicklungen angeordnet ist, etwa nach Abb. 2. Dieser Ring überträgt allfällig noch auftretende kurzweilige Harmonische der Sprungwelle quer zur Wicklung und flacht die die Windungen durchziehende steile Welle noch weiter ab. Übrigens dürfte dieser Ring als erster Ansatz zum schwingungsfreien Transformator gelten. — Mit wachsender Leistung nimmt die Windungslänge zu, wodurch logischerweise bei gleicher Wellensteilheit die Spannungsdifferenz zwischen zwei Windungen steigt. Die Zunahme ist aber sehr gering und die Gefahrezunahme demnach selbstverständlich auch. Selbstverständlich, wenn die Betriebsspannung gesteigert wird, so ist eine entsprechende Verstärkung der Windungsisolation nicht zu umgehen. Jeder Konstrukteur, der die Verantwortlichkeit nicht leicht nimmt, wird von sich aus unter Beachtung der Windungslänge so starke Drahtisolation vorsehen, daß sie für die betriebsmäßigen Spannungssprünge volle Sicherheit bietet. Nachdem anfänglich die Forderungen für die Isolation der Eingangswindungen allzu hoch angesetzt und die übrigen Teile der Wicklung fast vernachlässigt worden waren, haben sich heute ausgeglichene Anforderungen herauskristallisiert.

Um nochmals kurz auf den schwingungsfreien Transformator zurückzukommen, die gefundene Lösung ist äußerst bemerkenswert. Sie entspricht aber kaum einem allgemeinen Bedürfnis, denn die bisherigen Konstruktionsprinzipien genügen bei richtiger Anwendung wirklich vollkommen.

Ein nicht ganz unwichtiger Teil des Öltransformators ist dessen Kasten. Von seiner richtigen Ausführung hängt nicht nur das ununterbrochene Arbeiten des Transformators in vielen Beziehungen ab, sogar ganze Anlagen sind von seiner Festigkeit abhängig. Man denke nur an die großen Ölmengen und was daraus entstehen könnte, wenn die Nähte nicht allen Anforderungen standhielten.

Die gesteigerte Leistung, die erhöhte Spannung vergrößern seine Dimensionen, sein Gewicht. Seine Gurtungen, seine Versteifungen, auch seine Wände müssen verstärkt werden. Schon für die heutigen Leistungen ist für gewisse Transporte eine Unterteilung in verschraubbare Stöße notwendig (Abb. 3). Vielleicht muß er sogar am Ort seiner Aufstellung aus transportfähigen, vorgearbeiteten Stücken verschweißt werden. Kürzlich sind im Gebirge der Schweiz große Kasten nach der zuletzt genannten Aufbauweise aufgestellt worden. Man darf füglich annehmen, daß die Kastenfabrikation mit dem Bedarf Schritt halten wird.

Von der Steigerung der Spannung in stärkster Abhängigkeit stehen die Durchführungen. Aus der Erfahrung heraus läßt sich behaupten, daß das Kondensatorprinzip in seiner bekannten Ausführung als Hartpapierrohr mit Metalleinlagen für die Höchstspannung sich vorläufig kaum eignet. Jedoch leistet es vorzügliche Dienste in der Kombination solcher Hartpapierrohre mit Ölschläuchen, welche Lösung übrigens schon allgemein für die sog. Öldurchführungen für hohe Spannungen in Ver-

wendung ist. Für diese Durchführungen bedarf es eines Mantels aus Isolationsmaterial meist keramischer Natur, als Gefäß für die Ölfüllung, dessen Oberteil für Spannungen bis 380 kV, soll er aus einem Stück bestehen, gigantische Formen annimmt; sind doch diese Stücke für 220 kV schon an 2 bis  $2\frac{1}{2}$  m hoch, und sie dürften bei 380 kV etwa  $3\frac{1}{2}$  m hoch werden. Die keramischen Fabriken sind kaum heute schon in der Lage, Stücke von diesem Ausmaß anzufertigen. Doch

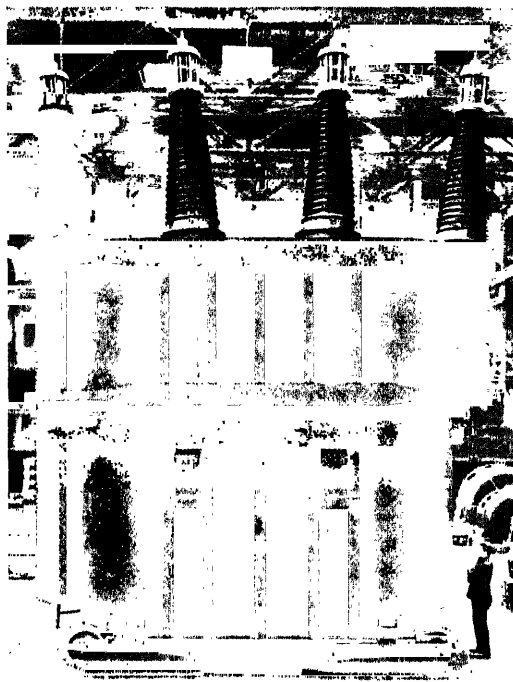


Abb. 3. Drehstromtransformator für Freiluftaufstellung mit Ölumlaufl und Wasserkühlung. 36000 kVA, 42 und 50 Hz. 11/252 kV. Geteilter Ölkasten. Ölkonservator abmontiert.

schreiten sie in der Entwicklung ihrer Produkte stets vorwärts, finden neue weniger schwindende Mischungen, die die Herstellung größerer Stücke erleichtern, so daß sie in nicht allzu ferner Zeit auch diese Schwierigkeit zu überwinden in der Lage sein werden. Und sollte ihnen die Erreichung dieses Zieles noch einige Zeit versagt sein, so besteht immer noch die Möglichkeit, die ganze Höhe aus zwei Stücken, allerdings unter Einbuße manchen Vorteils, zusammenzusetzen. Das Unterteil des Isoliermantels ist kürzer und bietet geringere Schwierigkeit zur Herstellung. Häufig entfällt es ganz, und die Durchführung besitzt in diesem Falle nicht ihre getrennte Ölfüllung, sondern Transformator und Durchführung haben einen zusammenhängenden Ölraum.

Es ist offensichtlich, daß im besonderen bei den Durchführungen für die allerhöchsten Spannungen beträchtlich zu sparen wäre, wenn die Vorteile der Erdung des Nullpunktes ausgenützt werden könnte.

Wenn die Durchführungshöhe an 3,5 m betragen muß, darf der Abstand der äußeren Stromanschlüsse nicht erheblich geringer sein. Vier Durchführungen in einer Ebene mit senkrechter Stellung verlangen z. B. mit 3 m Abstand eine Gesamtlänge des Ölbehälters von vielleicht 11 m. Das ist eine enorme Länge, verglichen mit dem bis heute erstellten größten Kasten. Ein schwaches Schrägstellen der Durchführungen würde wohl verbessern, aber der Gewinn an Länge ist recht bescheiden. Hilfe bringen würde dagegen die Durchführung stark schräg zu stellen, vielleicht unter 30° gegen die Vertikale oder mit noch stärkerer Neigung. Vorausgehend wäre allerdings zu prüfen, ob das keramische Material die entstehenden Biegespannungen ertragen könnte. Oder es wäre zu überlegen, drei Durchführungen in eine Ebene und die vierte auf die andere Kastenseite zu stellen. Die Lösung schränkt jedoch den Raum für die Unterspannungsdurchführungen stark ein, was häufig nicht zugänglich ist, und zudem wird nun der Kasten extrem breit, so zwischen 3 und 4 m. Mit Ausbauten könnte sowohl am Behältergewicht als an Ölmenge gewonnen werden. Weniger Umstände macht das Anbringen der Durchführungen bei Einphasentransformatoren. Für die Anordnung der Durchführungen würde wiederum die Neutralpunkterdung über viele Schwierigkeiten weghelfen.

Ein kurzes Wort soll noch der Kühlungsvorrichtung gewidmet werden, obgleich sie weder durch die Spannung noch durch die Leistung außer in den Abmessungen beeinflusst werden. Ihre Entwicklung berechtigt, sie nicht zu übergehen. Am naheliegendsten zur Ableitung der gewaltigen Wärmemengen ist Wasserkühlung in Verbindung mit Ölumlaufl. Sie bietet bis zu den allergrößten Kühlleistungen keinerlei besondere Merkmale, außer, daß sie wohl unbestritten wegen der stets niedrigen Kühlmitteltemperatur die niedrigsten Durchschnittstemperaturen und damit die längste Lebensdauer des Isolationsmaterials und des Öles gewährleistet. Recht häufig verursacht die Wasserbeschaffung, sei es in der Anlage oder für den Betrieb so hohe Auslagen, daß diese Kühlart als unwirtschaftlich außer Betracht fällt. Dann möchte man erst mit natürlicher Kühlung ein Ausreichen suchen und dabei würde die Verwendung niedrigst wattiger Bleche durch geringste Kernverluste stark unterstützen. Allein diese Lösung des Kühlproblems müßte bei Großtransformatoren zu extrem großen Dimensionen der Kühler führen, so daß man zur künstlichen Beblasung greifen muß. Sie läßt sich, in Kombination mit natürlicher Luftkühlung bis zu Teilleistungen ausreichend, mit oder ohne künstliche Ölzirkulation in recht mannigfaltigen Lösungen zur Anwendung bringen. Bald sind es künstlich angeblasene Wandrohre am Ölkasten, die mit abgestellter Beblasung noch bis zu erheblichen Teilleistungen ausreichen. Bald werden sog. Radiatoren am Kasten angebracht oder in getrennten Batterien vereinigt, mit Beblasung, mit künstlichem oder mit natürlichem Ölumlaufl, auch diese bis zu Teillasten ohne Beblasung verwendbar. Abb. 4 zeigt eine Variante

dieses Kühlsystems. Oder es sind, um mit bester Ausnützung der Oberfläche zu den geringsten Baukosten zu kommen, Radiatoren oder Rohrkühler, diese nach Art der Autokühler mit Querlüftung, ganz unter Verzicht auf natürliche Kühlung, mit künstlicher Ölzirkulation.

Die Steigerung der Leistung wird für die Ausstattung der Versuchstände der Fabriken erhöhte Anforderungen stellen. Vor allem die Messungen der Kupfer und der Eisenwerte erfordern große Scheinleistungen

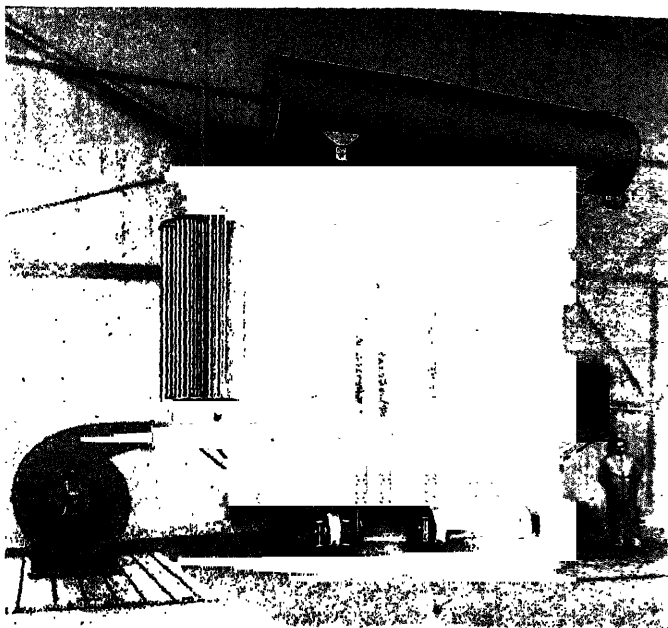


Abb. 4. Ölkasten zu Drehstromtransformator für Freiluftaufstellung. 30000 kVA. 50 Hz. 120/55; 52,5; 50 kV. Schwerkraftölauf. Radiatoren für Gehäusenkühlung nur teilweise anmontiert. Ölkasten dreigeteilt. Unterteil niedrig, so daß darin der Zusammenbau des Transformators möglich ist. Die Oberstöße werden darüber gestülpt.

der Maschinensätze. Ein 100 MA Transformator mit 10% Kurzschlußspannung verlangt einen Generator von 10000 kVA. Ebenso stellen Sprungwellen- und Windungsproben beträchtliche Anforderungen an die Größe der Maschinen. Wenn man bedenkt, daß Mammuttransformatoren, wie sie hier zur Besprechung vorliegen, doch selten zur Ausführung kommen werden, so möchte man verstehen, daß der Kapitaldienst für diese Prüfanlagen mit denjenigen für die großen Bearbeitungsmaschinen usw. nicht unbeträchtlich erhöhte Herstellungskosten verursachen. Rein technische Schwierigkeiten für die Probierstände zur Prüfung dieser Großtransformatoren sind allerdings nicht vorauszu-  
sehen.

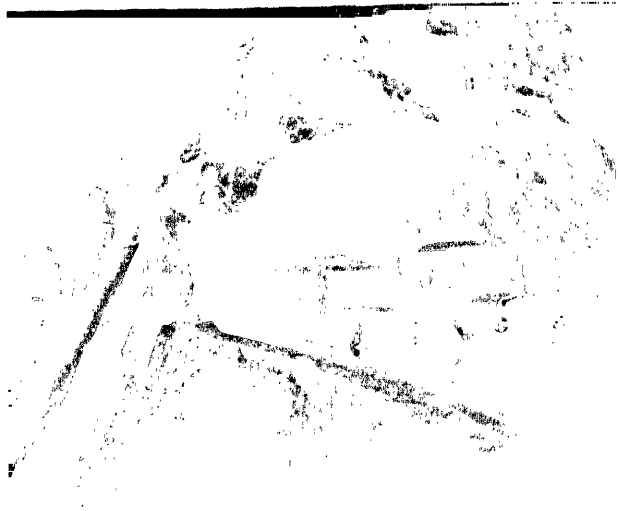


Abb. 5. Drehstromtransformator für Ölumlauf und äußere Wasserkühlung. 260000 kVA, 50 Hz. 11/55 kV. Joch (10 T) dieses Transformators beim Transport auf der Grimselstraße. Durch diesen Tunnel mußte der auf Abb. 6 dargestellte Ölkasten transportiert werden.

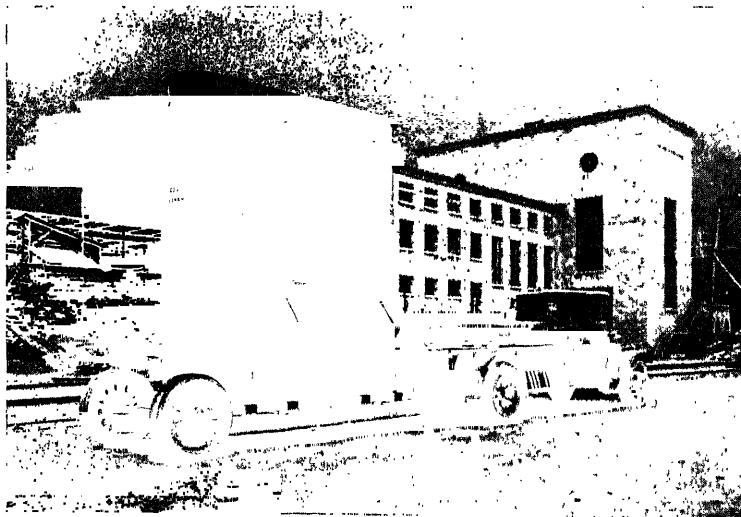


Abb. 6. Drehstromtransformator für Ölumlauf und äußere Wasserkühlung. 26000 kVA, 50 Hz. 11/55 kV. Ölkasten auf Landtransportwagen verladen, bereit zur Abfahrt nach der Zentrale Handeck.

Die Transportfrage ist bei Kern, Wicklung und Kasten schon kurz gestreift worden. Man ist heute in der Lage, Drehstromtransformatoren in geeigneter Bauweise mit abmontierten Durchführungen bis an die 60000 kVA und 220 kV bahntransportfähig herzustellen. Darüber hinaus oder bei Mehrwicklungstransformatoren schon mit erheblich weniger Leistung, oder wenn es sich um Straßentransporte handelt, ist man gezwungen in Teilen zu spedieren. Dies dürfte allgemein bei Transformatoren mit Höchstleistungen erforderlich werden. Das Flachland hat übrigens bedeutende Vorteile gegenüber den Bergländern, wie z. B. der Schweiz, die mit ganz erheblichen Transportschwierigkeiten zu rechnen haben. Wohl liegen die Zentralen meist im Talboden, aber selten führt die Eisenbahn als Vollbahn so nahe daran vorbei, daß der Bau eines Anschlußgleises wirtschaftlich wäre. Einen Einblick in diese Schwierigkeiten mögen die Abb. 5 und 6 geben. Sie zeigen die Anfuhr eines 28000-kVA-Transformators in die Zentrale Handeck des Kraftwerkes Oberhasli auf der Bergstraße des Grimselpasses. Der Transport mußte in getrennten Teilen geschehen. Der Bahnabladeplatz liegt am Ende der Meterspurbahn Interlaken-Meiringen. Die Straße hat mehrere kurze Kehren und einige Tunnels sowie Steigungen bis  $4\frac{1}{2}\%$ . Die Straßenlänge vom Abladeplatz in Innerkirchen bis Zentrale Handeck beträgt 14 km. Vorausgehend mußte die Straße verbreitert, die Kehren verbessert und die Tunnels erweitert werden. Damit der Verkehr, insbesondere der Autotransit, nicht gehindert war, denn ein Ausweichen war mit Ausnahme weniger Stellen ausgeschlossen, wurde nachts gefahren. Mit welcher Sorgfalt die Führung zu geschehen hatte, mag daraus ersehen werden, daß der Ölkasten bei der Durchfahrt durch die Tunnels, von denen einer zudem noch in einer Kurve lag, stellenweise nur ca. 100 mm Spiel aufwies.

Wenn das Abladen von in Teile zerlegten Transformatoren kaum besondere Einrichtungen erfordert, indem zumeist zum Zusammenbau doch eine Montagehalle mit Kran vorhanden ist, bieten ganze oder nur um Einzelteile reduzierte Transformatoren größere Schwierigkeiten. Falls der Kasten als Ladebrücke des Bahnwagens ausgebildet ist, wird der ganze Transformator mit Hebwinden gehoben, die Drehgestelle ausgefahren und dann der Transformator auf seinen eigenen Rollen abgestellt. Häufig werden auch Lokomotivhebeböcke zum Ausheben des Transformators aus dem Großlastbahnwagen benützt, wie Abb. 7 zeigt. Manchmal muß nur der Ölkasten in dieser Weise abgeladen werden.

Da die Feuchtigkeit für den Transformator größtes Gift ist, so sind für den Transport weitgehendste Maßnahmen zu treffen, damit deren Zutritt verhindert ist. Wenn mit Öl spediert wird, so genügt gutes Decken, so daß der Transformator vor Regen und Schnee geschützt ist, vorausgesetzt, daß durch richtige Lüftung die Kondenswasserbildung verhindert wird. Oder der Transformatorkasten ist dicht zu schließen und mit Entfeuchtern für die Atmungsluft zu versehen. Wenn das Öl entfernt wird, so wird häufig Füllung mit trockenem Gas (Kohlensäure oder Stickstoff) angewendet, wobei Vorkehrungen zu treffen sind, daß

ständig automatisch etwas Gas nachfließt, damit nicht an undichten Stellen feuchte Luft eintreten kann. Transformatoren, welche am Ort zusammenmontiert werden, und zu diesen zählen ziemlich ohne Ausnahme jene mit Grenzleistungen und Grenzspannungen, sind sorgfältig zu trocknen. Ein häufiges bewährtes Verfahren ist das Kochen des mit Öl gefüllten Transformators, fast ausschließlich mit Vakuum, häufig mit Vakuum bis zu 90 % und mehr, vielfach auch mit nur 50 %. Ein anderes Verfahren ist die Trocknung des noch nicht gefüllten Transformators mit Heißluft. Je größer die Leistung und insbesondere die



Abb. 7. Einphasenwechsellstrom-Öl-Transformator für Freiluftaufstellung, mit natürlicher Kühlung, mit Rohrradiatoren. 3000 kVA,  $16\frac{2}{3}$  Hz. 68/17 kV. Überlastbar bis 3750 kVA  $1\frac{1}{2}$  Stunde oder bis 4500 kVA  $\frac{1}{2}$  Stunde. Umladen vom Bahnwagen auf den Landtransportwagen mit Lokomotiv-Hebeböcken.

Spannung, je mehr Isolationsmaterial der Transformator enthält, desto sorgfältiger hat die Trocknung zu geschehen, was wiederum für jene Mammuttransformatoren in Leistung und Spannung besonders zu beachten ist.

Über den Zusammenbau ganz oder teilweise zerlegt expedierter Transformatoren ist nicht viel zu sagen, obgleich auch diese Arbeit manchmal nicht ohne Schwierigkeiten abgeht. Man denke nur an den Zusammenbau in Freiluftstationen, in denen nicht selten die Montagehalle fehlt. Meist ist es erforderlich, schon beim Entwurf des Transformators auf die Montage in der Fabrik oder am Ort der Aufstellung Rücksicht zu nehmen. Ein Beispiel dafür gibt Abb. 3, wo wegen mangelnder Kranhöhe der Kasten derart gebaut wurde, daß auf seinem Unterschuß der Transformator fertig zusammengebaut und dann die übrigen Kastenschüsse sozusagen darübergestülpt werden konnten.

Erwärmungsproben bei Großtransformatoren werden fast immer am Aufstellungsort vorgenommen. Es ist angezeigt, für Höchstleistungen auf diesen Punkt noch kurz einzugehen. Die direkte Belastung erfordert Belastungswiderstände von gigantischem Ausmaß. Beträchtliche Mengen von Energie gehen dabei verloren und ein großes Quantum von Kühlwasser muß vorhanden sein. Stehen zwei Transformatoren gleicher Größe zur Verfügung, so können sie nach bekanntem Verfahren aufeinander belastet werden. Dagegen ist es im allgemeinen nicht zulässig, den Belastungsstrom eines Drehstromtransformators in der Weise zu erzielen, daß die Wicklungen mit ungleichen Anzapfungen auf den 3 Säulen in Dreieck zusammengeschaltet werden, denn durch die unvermeidliche Jochstreuung entstehen zusätzliche Verluste, die zu Fehlmessungen führen.

Nicht einfach ist, wenn die Temperatur des Kühlmittels schwankt, die Bestimmung seiner relativ zum Transformator richtigen Temperatur. Dies gilt besonders für Transformatoren mit Luftkühlung, gleichgültig, ob diese durch den natürlichen Zug oder durch künstliche Bebläsung vor sich geht. Die gewaltigen Massen des Großtransformators folgen den Änderungen der Temperatur in zeitlich großem Abstand. Allein sorgfältig vorbereitete Versuche werden zu einigermaßen fehlerfreien Resultaten führen. Zudem darf die Eigentümlichkeit nicht übersehen werden, daß bei natürlichem Ölumlaufl verschiedene Kühlmitteltemperaturen erheblich verschiedene Übertemperaturen ergeben, welche Erscheinung in erster Linie auf die mit der Temperatur stark ändernde Viskosität des Öles zurückzuführen ist. Die Feststellung der Übertemperatur sollte demnach mit einer konstanten Kühlmitteltemperatur vorgenommen werden können, die verhältnismäßig hoch sein sollte, 20° C z. B. Selbstverständlich ist es, speziell bei luftgekühlten Transformatoren, ausgeschlossen diese Forderung zu erfüllen. Man ersieht aus diesen Feststellungen, daß die genaue Messung der Temperatur Schwierigkeiten bietet, deren Überwindung fast unmöglich ist.

Im Anschluß an die allgemeinen Erörterungen seien noch einige weitere Fragen des Transformators berührt. Eine solche Frage ist die Berechnung der Kurzschlußspannungen bei Mehrwicklungstransformatoren. Eigentlich kann man bei diesen Transformatoren nur von Kurzschlußspannungen sprechen, wenn man nur je zwei Wicklungen im Auge behält. Man verlangt aber auch für die Fälle, wo mehr als zwei Wicklungen gleichzeitig Strom führen, den Einfluß der Belastungsströme auf die Spannungen zu kennen. Zur Berechnung der Spannungsänderung für diese Fälle besteht absolut keine Schwierigkeit, wenn auf jenes Grundprinzip der Induktionsspannung zurückgegriffen wird, das besagt, daß die Spannung in einer Spule proportional der Änderung der geometrischen Summe aller die Spule durchflutenden Flüsse ist.

Hier mag ferner die Frage der Änderung des Magnetflusses im Kern mit der Belastung berührt werden, die mit der Frage nach den Kernverlusten bei Belastung zusammenhängt. Auch diese Frage ist von dem vorerwähnten Grundprinzip beherrscht. Ist die primäre Wicklung außen, dann umfaßt sie nicht nur den Kernfluß, sondern auch alle Streu-



flüsse. Ist demnach die Belastung nachteilig, so ist der Kernfluß kleiner, ist sie aber vorteilhaft, so ist er größer als der Primärspannung entspricht. Je nachdem sind also auch die Kernverluste bei Belastung kleiner oder größer als bei Leerlauf. Durch die Belastung aber nicht geändert werden die Kernverluste, wenn die primäre Wicklung zunächst am Kern liegt, weil sie dann nur rein den Kernfluß umfaßt.

Es ist klar, daß die Mehrwicklungstransformatoren dem Konstrukteur eine Reihe besonderer Aufgaben stellen. Man denke nur an die Wicklungsabstützungen, an die Anzapfungen, die vielleicht zwischen den Wicklungen herauszuführen sind, an die Anordnung der Durchführungen in ausreichenden Abständen. Wenn sich gar noch Spannungsregulierung dazu gesellt, so gibt es manch angestrengtes Kopfzerbrechen, bis eine befriedigende Lösung vorliegt.

Gerade die Spannungsregulierung ist durch den weitgehenden Zusammenschluß der Werke allgemein zu einem ganz wichtigen Gebiet geworden. Sie beherrscht den Parallelbetrieb der Werke, die Blind- und Wirklastverteilung zwischen ihnen und die Unabhängigkeit der Spannung jedes Werkes von demjenigen des andern. Sie erlaubt im eigenen Netz das Angleichen der Verbraucherspannung an einem gewünschten Wert trotz des Spannungsabfalles der Übertragung und bietet allein die Mittel, an ideale Spannungsverhältnisse heranzukommen. Die mannigfaltigsten Ausführungsformen und Schaltungen liegen vor. Bald ist diese Regulierung den Haupttransformatoren übertragen, bald in getrennte Reguliergruppen verlegt, bald liegen diese Reguliergruppen direkt im Stromkreis der anzupassenden Spannung, bald ist das eigentliche Regulieraggregat über Spannungs- und Stromtransformatoren von der Hauptspannung abgetrennt, damit günstigere Verhältnisse für die Regulierung selbst erzielt werden und wobei dann zweckmäßig die Regulierung mit dem Spannungstransformator vereinigt wird. Höchstanforderungen betreffend Betriebssicherheit müssen sowohl an den Transformator als an den Laststufenschalter gestellt werden. Für den Konstrukteur ist zu beachten, daß beim häufig verwendeten Reguliertransformator in Autowicklungsschaltung der Kurzschlußstrom in verschwindender Weise von der Kurzschlußspannung des Transformators selbst abhängt. Er ist vielmehr fast allein durch die Kurzschluß-Impedanz des Netzes bestimmt, mit der er in Reihe liegt. Diese Eigentümlichkeit kann dazu führen, daß der Transformator, dessen Bau mit keinen Mitteln genügend fest gestaltet werden kann, mit Kurzschlußdrosseln geschützt werden muß. Der Reguliertransformator, fast schon in seiner heutigen Gestaltung, kann übrigens auf lange Jahre der Betriebserfahrung zurückblicken. Ist doch z. B. von den Beznau-Löntschwerken im Jahre 1912 im Löntschwerk bei Glarus (Schweiz) ein Drehstrom Haupttransformator von 5250 kVA als Kuppeltransformator der 50000- und der 25000-V-Netze in Betrieb genommen worden, dessen 25000 Wicklungen mit  $\pm 12$  unter Last mit Fernbetätigung schaltbaren Regulierstufen versehen war. Dieser Transformator, von der A. G. Brown, Boveri & Cie., Baden, gebaut, hat seinen Dienst ohne jegliche Anstände erfüllt bis vor kurzer Zeit, wo er außer Betrieb gesetzt wurde, weil das Netz

von 25000 V auf 50000 und 150000 V umgestellt worden ist. Ein Beispiel eines neuzeitlichen Drehstromtransformators, der eine unter Last zu betätigende Regulierwicklung besitzt, zeigt Abb. 8. Die Schaltung ist in Abb. 9 dargestellt. Der Regulierschalter dieses Transformators ist nach Art eines Zellschalters gebaut mit Hilfsschalter für die Stromunterbrechung, so daß die Hauptbürsten vollständig stromlos an den Kontakten auf und ab laufen. Die Abbrennschalter sind als Ölschalter aus-

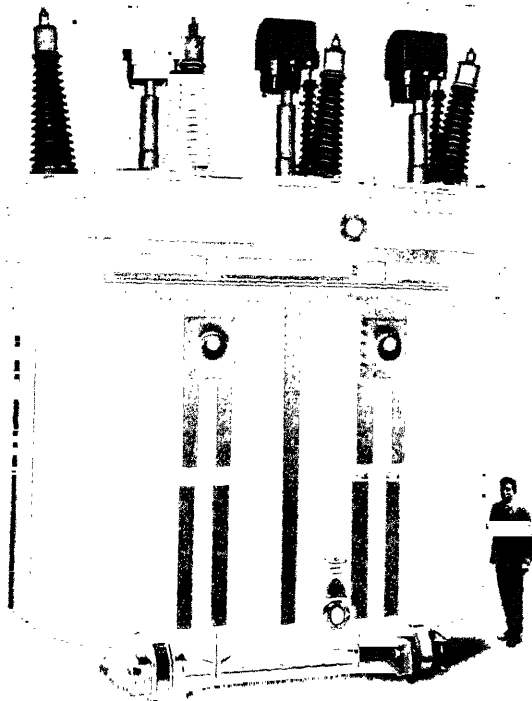


Abb. 8. Drehstromtransformator mit künstlichem Ölumlauf und Wasserkühlung mit Regulierung unter Last. 20000 kVA, 50 Hz.  $150/47.85 \pm 3 \times 17.8$  kV.

gebildet und ebenso wie die Übergangswiderstände bzw. Drosseln außerhalb des Transformatorkastens angeordnet. An einem gleichen Schalter sind an  $1,5 \cdot 10^6$  Schaltungen vorgenommen worden, ohne daß sich, abgesehen von den Abbrennkontakten, Abnutzung bemerkbar gemacht hat.

Seinen Zweck erfüllt der Reguliertransformator erst ideal, wenn er automatisch arbeitet. Im allgemeinen wird die Automatik so gebaut, daß sie eine gewünschte Spannung hält. Wenn aber Werke oder Zentralen über den Reguliertransformator parallel arbeiten, so ist sie für die Regulierung des  $\cos \varphi$  oder des Blindstromes vorzusehen. Es ist zweckmäßig, die Automatik nicht zu fein einzustellen, damit sie nicht bei jeder kleinsten Schwankung spielt und sich dabei unnötigerweise abnützt.

Ein besonderes Problem für die Höchstspannungen ist die Spannungsmessung. Einfach und billig ist die Verwendung der Kondensatordurchführung als Vorschaltkapazität. Allein für gar viele Fälle genügt weder die Leistung noch die Genauigkeit. In den letzten Jahren sind andere neuartige Spannungswandlersysteme auf den Markt gekommen, die sehr hohen Anforderungen entsprechen. Alle diese Systeme haben gemeinsam, daß sie einphasig sind und zwischen Neutralpunkt bzw. zwischen Erde und Außenleiter angeschlossen werden. Eines dieser Systeme beruht darauf, daß ein praktisch kapazitäts- und induktionsfreier Metallwiderstand in einem Ölgefäß aus keramischem Material, einem Stützisolator

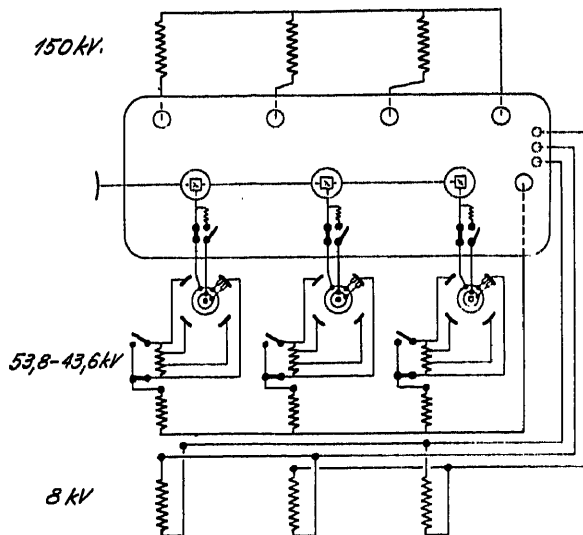


Abb. 9. Schaltschema für den Transformator der Abb. 8.

ähnlicher Form, eingebaut und mit Hilfe eines Stromwandlers die durchfließende Stromstärke als Abbild der Spannung gemessen wird. Die Stromwandlerseite wird geerdet, die andere am Außenleiter angeschlossen. Ein zweites System ist der sog. Kaskadenspannungswandler, dem ein gleichartig gebauter Stromwandler zur Seite steht. Er beruht auf den in den Jahren 1915 bis 1918 eingetragenen Dessauerpatenten, einer Reihenschaltung mehrerer Transformatoren. Das besondere Kennzeichen dieser Patente besteht darin, daß bei den Gliedern mit den höheren Spannungen die Sekundärwicklungen, Kerne und Armaturteile spannungsgesteuert sind. Meist wird jede Kaskade des in dieser Art gebauten Spannungswandlers in ein eigenes Gehäuse aus keramischem Material eingesetzt. Alle Kaskaden werden aufeinander gebaut, so daß sie von außen entweder einer Hängeisolatorkette oder einem mehrfachen Stützisolator gleichen. Auch dieses System wird auf einer Seite geerdet und auf dieser untersten Stufe wird die Meßspannung abgenommen. Das Widerstandssystem und das Kaskadensystem arbeiten

mit vorzüglicher Genauigkeit sowohl bezüglich Übersetzung als Winkelfehler, jedoch ist ihre Leistungsabgabe ziemlich begrenzt.

Inzwischen ist ein neues System auf den Markt gekommen, das sog. Isoliermantelsystem. Es benützt das alte Prinzip eines einzelnen Transformators mit Primär- und Sekundärwicklung für die ganze Span-

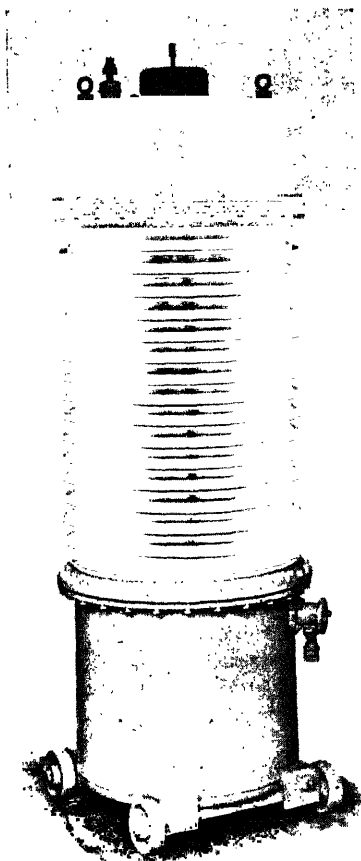


Abb. 10. Isoliermantelspannungswandler. 150 kVA, 50 Hz. Genauigkeit entsprechend der schweizerischen Systemprüfung bzw. Klasse E des VDE.

nung, bringt den Transformator aber gleich, wie dies bei den einzelnen Transformatoren des Kaskadenwandlers geschieht, in einem Gefäß aus Isoliermaterial unter. Das neuartige an diesen Spannungswandlern ist einerseits die Verwendung eines ebenfalls recht alten Prinzips, nämlich das Isolieren und an Spannung legen des Kerns, anderseits die Steuerung der Spannungsverteilung an der Oberfläche des Isoliermantels. Die sekundäre Wicklung ist vom Kerne isoliert und sitzt auf der Erdpolseite der Oberspannungswicklung. Der Hut des Isoliermantels bildet den

zweiten Pol der Oberspannung. Dieser Spannungswandler besitzt nebst höchster Genauigkeit in Übersetzung und Winkel durch nur einmalige Transformation recht hohe Belastbarkeit.

Abb. 10 gibt eine Ansicht dieses Spannungswandlers.

### Summary

Those factors will be considered which are of radical importance for the design of large transformers. The investigation will be confined to oil-immersed transformers and, more particularly, to three-phase transformers. Especial consideration will be paid to the problem of the maximum outputs and voltages which are admissible. The following conclusions are arrived at:—

The core presents no particular difficulties even if output and voltage are increased indefinitely; cooling and faultless construction are of great importance. It would be very advantageous if the steel works could supply laminations with still lesser losses. The winding presents greater difficulties as the electrodynamic forces, skin effect and stray fields, have to be carefully considered. The necessary insulation against surges can easily be attained. The bushings are of enormous weight for the highest voltages and the necessary distance between the phases demands detailed study, especially in consideration of the transformer tank. The design of the latter is not simple for the highest voltages and outputs, as the tank has at all events to be subdivided on account of transport. In mountainous districts transport of all parts of large transformers must be very thoroughly investigated. Drying-out must be performed with the greatest care on account of the great quantities of insulating material. Tests on large transformers involve large and expensive machines.

Cooling of transformers by means of oil can be effected without trouble, so that modern practice tends towards the various kinds of self-cooled transformers. Temperature tests are made on the site, but they are not easy to carry out on account of the necessary apparatus. On account of the large heat capacity of the transformers and on account of the temperature fluctuations of the ambient atmosphere considerable trouble is involved in determining the mean temperature of the cooling medium (air). In transformers in which the oil is caused to circulate by convection the temperature rise depends to a very large degree on the temperature of the cooling medium (air) on account of the viscosity of the oil. The temperature rise should, therefore, be determined, as far as possible, at an ambient temperature of approximately 20° C.

A few remarks will be added concerning regulating transformers and transformers with several windings. Voltage measuring of highest voltages should also be mentioned.

Deutschland

## Aktuelles im Transformatorenbau

Zentralverband der deutschen elektrotechnischen Industrie und  
Vereinigung der Elektrizitätswerke

*Dipl.-Ing. L. Roebel und Mitarbeiter*

Der Ausbau der Großkraftwerke, der Ausbau der Netze und der Zusammenschluß der Netze ergeben Probleme, die den Transformatorenbau im besonderen Maße beeinflussen.

Die Probleme beruhen:

auf der Erhöhung der Übertragungsspannung:

220 kV mit isoliertem Nullpunkt ist schon im Betrieb, ca. 400 kV mit geerdetem Nullpunkt in Vorbereitung.

Rheinisch-Westfälisches Elektrizitätswerk;

auf der Vergrößerung der Einheiten infolge der Steigerung der Zentralenleistungen:

die Zentralenleistungen des Goldenbergwerkes und von Zschornitz betragen je 400 000 kW;

auf der Schaffung der Mehrwicklungstransformatoren und der weitgehenden Umschaltbarkeit der Großtransformatoren auf Netze verschiedener Spannung:

das Kraftwerk Ryburg-Schwörstadt hat 4 Wicklungstransformatoren von je 35 mVA.

Das Rheinisch-Westfälische Elektrizitätswerk benutzt Transformatoren, die bei einer Oberspannung von 100 kV 4 Unterspannungen von 6 bis 26 kV besitzen;

auf der Durchbildung regulierfähiger Großtransformatoren durch Anzapfungen, bedingt durch den Zusammenschluß der großen Netze:

das Umspannwerk Aschaffenburg verbindet Netze mit über 1000 000 kW zusammengeschlossener Maschinenleistung des Bayernwerkes, der Preußen A.-G. und des Rheinisch-Westfälischen Elektrizitätswerkes;

auf der Erhöhung des Spannungsabfalles zum Schutze der Transformatoren und Netze gegen die Wirkung der großen Kurzschlußleistungen, der Entwicklungsspannungs- und kurzschlußsicherer Drosselspulen sowie der Erdschlußspulen zur Verminderung des kapazitiven Ladestromes und zur Löschung des Erdschlußlichtbogens:

im Netz der Berliner Elektrizitätswerke stehen allein über 1400 Einheiten von Kurzschlußdrosseln.

Über 500 MVA Erdschlußspulen sind schon im Betrieb;

in der Ableitung der Wärme bei Großtransformatoren mit getrennt aufgestellter Kühlung: Standardausführung in Deutschland;

in der Schaffung von Prüftransformatoren relativ großer Leistung für die hohen Spannungen.

## **I. Probleme, bedingt durch die Vergrößerung der Übertragungsspannung**

Die Wicklungsanordnung bei Großtransformatoren ist nicht einheitlich. Einfach konzentrische Wicklung, welche an sich einfache bauliche Verhältnisse ergibt und bei den gewünschten hohen Spannungsabfällen möglich ist, wechselt mit doppelt konzentrischer, welche im allgemeinen niedrigere Bauart, dafür eine vermehrte Anzahl von Wicklungsgruppen mit sich bringt. Unterteilte Spulen (Scheibenwicklung), bei denen also in axialer Richtung abwechselnd Hochspannung und Niederspannung aufeinanderfolgen, findet man nur bei kleinen Leistungen und Spannungen etwa unter 5 MVA und 20 kV.

Während lange Zeit die Meinungen stark auseinandergingen, ob Isolierung durch reine Ölschichten oder eine Kombination von Ölschichten und Trennwänden am zweckmäßigsten sei, hat sich heute allgemein die Ansicht durchgesetzt, daß Trennwände hoher dielektrischer Festigkeit für Hochspannungstransformatoren unentbehrlich sind und zur Vermeidung zusammenhängender Schlierenbildung unschätzbare Dienste leisten.

Die Form der Trennwände ist nach Möglichkeit dem Bilde des elektrischen Feldes bzw. den Äquipotentialflächen angepaßt.

Das Problem der Verhinderung von Kriechwegen, d. h. der Beherrschung der längs der Oberfläche fester Isolierstellen auftretenden Spannungen, wird durch Anpassung der festen Isolierschichten an die Äquipotentialflächen zum großen Teil ausgeschaltet. Wo es nicht möglich ist, Spannungsdifferenzen auf der Oberfläche von Isolierschichten zu vermeiden, erfordern diese Spannungen die höchste Beachtung durch den Konstrukteur. Das Abschirmen scharfer Konstruktions- und Wicklungsteile ist unerlässlich. Von einigen Konstrukteuren werden außerdem Kapazitätsringe an den Enden der Wicklung angeordnet. Neue Bestrebungen gehen trotz der Umständlichkeit der zur Verfügung stehenden Methoden dahin, durch dielektrische Verlustmessung mit der Scheringmeßbrücke bzw. durch Wattmetermessungen in größeren Zeitabständen die Großtransformatoren zu überwachen.

Das Hauptisolationsmaterial ist das Öl, und zwar das Mineralöl. Praktisch ist die Ölfrage für den Transformatorenbau seit vielen Jahren gelöst. Sorgfältige Auswahl des Öles nach den bekannten Untersuchungsmethoden und den Beobachtungen im Betrieb geben in Verbindung mit dem jetzt fast überall angewandten Ölkonservator bei richtiger Bemessung von Wicklung und Eisenkern die Gewähr, daß selbst nach 10- bis 20-jährigen Perioden eine Nachbehandlung der ursprünglichen Öl-

füllung zur Entfernung von Schlamm und Feuchtigkeit nur selten erforderlich ist, im allgemeinen ist die Ölfüllung praktisch fast unbegrenzt haltbar. Ein vollwertiger Ersatz für die bekannten Erdölraffinate steht der Elektroindustrie nicht zur Verfügung. Die Bestrebungen zur Schaffung einer einheitlichen Prüfmethode der Isolieröle für alle Haupterzeugungs- und Verwertungsländer der Welt auf rein wissenschaftlicher Grundlage hat infolge der Schwierigkeit der Materie zu einem vollen Erfolg bisher nicht geführt. Von seiten der Betriebe müssen zur Kontrolle laufend Proben entnommen werden.

Die erstmalige Behandlung des Öles zum Trocknen kann durch Auskochen, Filtern oder Schleudern erfolgen. Ein weiteres Verfahren ist das Trocknen des Öles mit Stickstoff, welches ebenfalls den Vorteil bietet, daß eine Erwärmung unnötig ist.

Als Isoliermaterial kommt außer Öl hauptsächlich Papier, Preßspan, Hartpapier zur Verwendung, Holz in der Hauptsache als isolierendes Konstruktionsmaterial. Bei Verwendung von Hartpapier ist mit dessen Festigkeitswerten bei den im Transformator vorkommenden höchsten Temperaturen zu rechnen. Die Festigkeitswerte der anderen Materialien sind von der Temperatur praktisch unabhängig.

Die Feuchtigkeit im Transformator wird entweder durch Trocknen desselben allein mit heißer Luft entfernt oder die Trocknung des Transformators zusammen mit seiner Ölfüllung vorgenommen. Man wendet im letzteren Falle mit Vorliebe die Methoden an, bei denen eine starke Erhitzung des Öles beim Trocknen nicht notwendig ist, z. B. das Trocknen unter Vakuum im eigenen Ölkasten oder in besonderen Öfen. Das Öl wird dabei häufig aus dem Transformatorenkasten abgesaugt und im Kreislauf in einem besonderen Vakuumkessel getrocknet. Häufig wird auch nur der getrocknete Transformator in trockenes Öl eingesetzt, wobei durch Evakuieren dafür gesorgt ist, daß mit oder ohne Schrägstellen der Spulenflächen die Luft aus allen Teilen der Wicklungsisolation restlos entweicht.

Eine wesentliche Vereinfachung für die Isolierung des Transformators würde es bedeuten, wenn die direkte widerstandslose *Erdung des Nullpunktes* möglich wäre. Gegen die widerstandslose Erdung sprechen aber hauptsächlich der Wunsch und die Notwendigkeit, den Betrieb einer Leitung im Notfalle auch mit Erdschluß einer Außenphase weiterzuführen, wenigstens für begrenzte Zeit. Von ausschlaggebender Bedeutung ist auch das Fehlen geeigneter Erdungen, wodurch in dichtbesiedelten Ländern durch Gefährdung größere rechtliche Schwierigkeiten entstehen könnten. Ob bei direkter Erdung Telephon- oder Telegraphenstörungen zu befürchten sind, ist nicht sicher, da, wie bekannt, direkte Erdungen bestehen, bei denen sich diese Störungen nicht bemerkbar gemacht haben.

Naturgemäß wachsen mit den Dimensionen der Wicklungen die *Kurzschlußkräfte* und mit der Spannung der mechanisch schlechtere Isolationsteil, insofgedessen ist es eine Hauptaufgabe des Konstrukteurs, die bei Großtransformatoren enormen Kurzschlußkräfte durch konstruktive Maßnahmen zu kompensieren. Transformatoren mit ovalen



und rechteckigen Spulen sind in großer Anzahl in Betrieb, ohne zu Beanstandungen Anlaß zu geben. Die Beanspruchungen bei diesen können bei Vorausberechnung und Konstruktion erfaßt werden, und es ist nur notwendig, von vornherein für eine genügend feste Widerlage auf den flachen Spulenseiten zu sorgen. Infolgedessen liegen bei genügend hoher Kurzschlußspannung, wie sie z. B. alle 100-kV-Transformatoren haben, keine Bedenken gegen ovale und rechteckige Spulen vor. Trotzdem hat man in den letzten Jahren in Deutschland allgemein rechteckige Spulen verlassen, weil runde Spulen die natürliche, denjenigen Kurzschlußkräften angepaßte Form haben, welche die äußeren Spulen aufzuweiten und die inneren Spulen zu komprimieren suchen. Damit entfallen wenigstens in dieser Richtung die konstruktiven Schwierigkeiten. Die

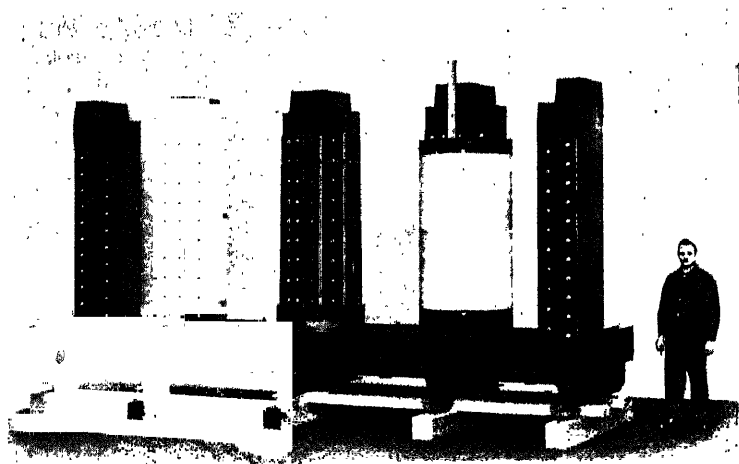


Abb. 1. Fünfschenkeltransformator aus Teilrahmen aufgebaut.

Durchrechnung ergibt dazu, daß Transformatoren mit runden Spulen auch nicht teurer werden als solche mit rechteckigen Spulen.

Gefährlich wird die Beanspruchung durch die axialen Kräfte, wenn die Wicklungen im Betrieb zusammensinken und locker werden. In diesem Falle treten bei Kurzschluß schwere Stoßwirkungen auf. Um ein Lockerwerden zu vermeiden, werden die Isolationsmaterialien so ausgewählt, daß ein Schwinden des Isolationsteils im warmen Öl auf ein Mindestmaß reduziert wird. Ferner werden die Spulen vor der Montage vorgepreßt, und außerdem werden die Wicklungszylinder mit oder ohne Federn dauernd unter Druck gehalten, wobei der Druck so groß sein muß, daß Bewegungen der Spulen bei Kurzschluß nicht auftreten. Die Nachgiebigkeit der Wicklungen wird teilweise dadurch konstruktiv erschwert, daß die einzelnen Spulen nach dem Vorschlag von *Sieber* brückenartig durch besondere Distanzstücke umfaßt werden, so daß der Druck nur auf den Brückenfeilern ruht, während die Spule selbst gegen

die Brücke leicht elastisch abgestützt ist, oder das den Druck aufnehmende Distanzstücke in die Spulen mit eingewickelt werden. Dahin gehört auch das Hartbacken der Spulen, um die Nachgiebigkeit zu beseitigen.

Bei Großtransformatoren hat sich die *Kerntype* überall durchgesetzt, weil sie hierfür am geeignetsten ist. Bezüglich der Verbindung der Säulen mit dem Joch wird der Stumpfstoß bevorzugt, da es gelungen ist, durch sorgfältige Werkstattarbeit das Brummen im Betrieb auf ein Mindestmaß zu beschränken und Eisenbrand zu vermeiden. Eine bemerkenswerte Ausführungsform, bei welcher Kern- und Jochbleche geschachtelt sind, ist der Aufbau des Eisenkerns aus mehreren voneinander getrennt geschachtelten Teilrahmen. Sie entstand aus der Überlegung, die großen Kernquerschnitte des Eisenbrandes wegen zu vermeiden und den Kern aus lauter kleinen Querschnitten zusammenzusetzen. Die Blechkörper werden infolgedessen aus einzelnen voneinander isolierten Rahmen gebildet, die für sich aus schmalen Blechen bestehen. Die Abbildung zeigt den interessanten Aufbau eines Fünfschenkeltransformators nach diesem Prinzip.

Bei den Kästen und sonstigen konstruktiven Teilen wird ausgiebig Gebrauch von der modernen Schweißtechnik gemacht.

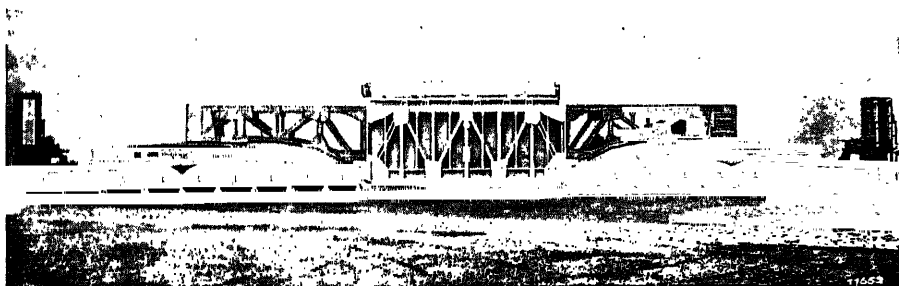


Abb. 2. Spezialwagen zum Transport von Großtransformatoren; das Mittelstück ist mit dem Kasten vereinigt.

## II. Probleme, bedingt durch die Vergrößerung der Leistung

Die Leistung von Transformatoren ist im Gegensatz zu vielen Maschinengattungen bei der heute geforderten Größe nicht begrenzt durch elektrische, wärmetechnische und mechanische Gesichtspunkte, wenn der Transformator in Teilen versandt und am Aufstellungsort erst zusammengebaut wird.

Soll der Transformator jedoch betriebsfertig von der Fabrik, wenn auch ohne Klemmen, versandt werden, so ist die Leistung durch die Transportfähigkeit begrenzt. Der Wunsch, Transformatoren großer Leistungen in der Fabrik fertigzumachen und den Zusammenbau am Aufstellungs-

ort zu vermeiden, ist von solcher Bedeutung, daß besondere Konstruktionen von Transformatoren und Eisenbahnwagen entwickelt wurden. Das Ladeprofil läßt sich am weitestgehenden für den Transformator ausnutzen, wenn man den Transformatorkasten selbst zum Mittelteil eines Eisenbahnwagens macht, der vorn und hinten mit Radsätzen versehen wird. Die auf diesem Gebiet erzielten Fortschritte sind am besten daraus ersichtlich, daß es im Jahre 1922 gerade noch möglich war, bei

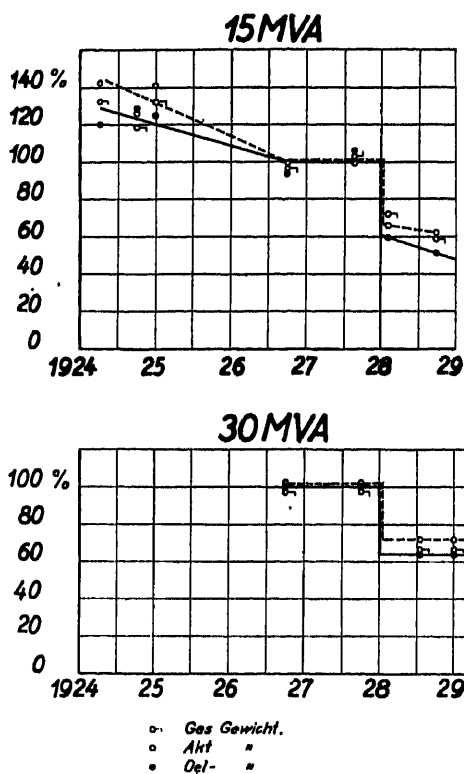


Abb. 3. Gesamtgewicht, aktives Gewicht und Ölgewicht eines 15- bzw. 30-MVA-Transformators von 1924 bis 1929.

rechteckigen Spulen einen Drehstromtransformator von 30 MVA-Leistung, 110 kV Betriebsspannung, zu transportieren, während es heute möglich geworden ist, bei runden Spulen den Drehstromtransformator von 60 mVA Leistung mit einer Betriebsspannung von 220 kV in dieser Art zu befördern. Das hierbei entstehende Eisenbahnfahrzeug besitzt 18 Achsen und hat eine Gesamtlänge von 36,3 m bei einem Gesamtgewicht von 260 t. Diese Transformatoren gehören zu den größten Transformatoren, welche gegenwärtig im Betrieb sind, und stehen im Rheinisch-Westfälischen Elektrizitätswerk. Der Fortschritt läßt sich nicht etwa durch einfache Formgebung der äußeren Teile erzielen, denn

hierin hat sich gegenüber der früheren Konstruktion nicht viel geändert, der Hauptfortschritt liegt im Transformator selbst, in der günstigeren Anordnung und Ausnützung der Isolierstoffe, der Wicklung sowie des Eisenkerns. Wie das Gewicht seit 1924 bei ein- und derselben Transformatorleistung abgenommen hat, sieht man aus Abb. 3, welche die Änderungen von 1924 bis 1929 darstellt. Der Sprung im Jahre 1928 rührt in der Hauptsache von der Verwendung der Winkelringe auch bei Großtransformatoren her (eingeführt seit 1925).

Zu den konstruktiven Maßnahmen, um die Leistung eines Transformators zu steigern, ohne das für den Bahntransport geforderte Profil zu überschreiten, gehört die Durchbildung der *Fünfschenkeltype* mit 3 mittleren bewickelten Hauptschenkeln und 2 außenliegenden Rück-



Abb. 4. Eisenkern eines Drehstromtransformators von 100 MVA, 13/125 kV.

schlußschenkeln. Der Querschnitt der Joche sowie der Rückschlußschenkel beträgt etwa 65% des Querschnittes der bewickelten Schenkel. Die Ersparnis an Bauhöhe entspricht etwa der Jochhöhe der Dreischenkelttype. Genaue Untersuchungen ergeben, daß die Eisenverluste bei der Fünfschenkeltype im allgemeinen etwas größer ausfallen als bei der Dreischenkelttype, was jedoch keine Rolle gegenüber dem Vorteil spielt, daß der Transformator betriebsfertig in der Fabrik hergestellt und betriebsfertig versandt werden kann. Es sind schon verschiedene Möglichkeiten studiert worden, um noch größere Einheiten zu bauen und doch die Montagearbeiten am Aufstellungsort auf ein Minimum zu reduzieren. Wenn das Gewicht der Einheiten zu groß wird, kann man beim Transport das Öl ablassen und durch ein neutrales Gas ersetzen, das während des Transportes unter einem gewissen Überdruck gehalten wird. Hierdurch gelingt es, das Eindringen von Luft auf dem Transport

zu verhindern. Ein anderer Weg ist dadurch beschritten worden, daß man die Schenkel mit aufgebauten Wicklungen einzeln transportierte, so daß am Aufstellungsort nur der Zusammenbau der 3 Schenkel und 2 Joche notwendig war, nicht aber die Montage der ganzen Wicklung. In dieser Weise wurden schon vor Jahren Transformatoren gebaut, allerdings kleinerer Leistung, wenn die Maximalgewichte der einzelnen Kollis durch schwierige Landtransporte eingeschränkt waren.

### III. Probleme, bedingt durch die Entwicklung von Drei- und Mehrwicklungstransformatoren und von Transformatoren, deren Wicklungen in verschiedenen Gruppen für verschiedene Spannungen im weitesten Maße umschaltbar sind

Der Drei- und Mehrwicklungstransformator ist hauptsächlich unter dem in Deutschland zur Zeit bestehenden Zwang, möglichst zu sparen, entwickelt worden. Vielfach werden von einer Unterstation 2 oder 3 Netze

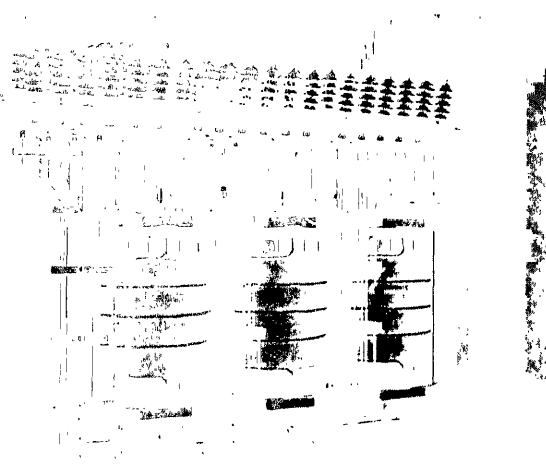


Abb. 5. Für mehrere Spannungen umschaltbarer Großtransformator von 15 MVA und 100/25 kV.

aus einem Transformator gespeist oder die Netze für die Speisung in verschiedenen Richtungen gekuppelt. Der Drei- und Mehrwicklungstransformator bringt dabei außer der Ersparnis an Transformatorleistung vor allem Ersparnisse an Aufstellungsraum, Schaltanlagen und Reservetransformatoren.

Die Berechnung und der Bau solcher Mehrwicklungstransformatoren bietet keine technische Schwierigkeit. Im allgemeinen wird eine der Wicklungen im Dreieck geschaltet, um eine besondere Ausgleichswicklung zu vermeiden. Es ist grundsätzlich möglich, eine oder mehrere dieser Wicklungen mit Hilfe von Anzapfungen auch unter Last regulierbar

zu machen. Eine besonders bemerkenswerte Ausführung bei Einphasenstrom besteht darin, daß beide Schenkel Wicklungen von nur einer Spannung besitzen und daß die Verbindung der Kraftflüsse durch eine auf beiden Schenkeln liegende parallel geschaltete Wicklung der dritten Spannung erfolgt.

Das Kraftwerk Ryburg-Schwörstadt hat 4 Stück Vierwicklungstransformatoren für 32,5 bis 35 MVA mit Spannungen von 10,5, 48,  $116 \pm 5\%$ ,  $145 \pm 5\%$  kV bei 50 Perioden vorgesehen.

Für die Fabrikation nachteilig ist, daß fast jeder Mehrwicklungstransformator neu entworfen, neu konstruiert und einzeln angefertigt werden muß, da die Variationsmöglichkeiten so groß sind, daß normale Modelle selten verwendet werden können.

Die Anwendung der Scheibenwicklung bei Mehrwicklungstransformatoren ermöglicht den Spannungsabfall zwischen den verschiedenen Gruppen gleichzuhalten.

Die *Umschaltbarkeit* der Großtransformatoren für Netze verschiedener Spannung bringt außerordentlich komplizierte Schaltungen, und die Anordnung der Wicklung ist sehr schwierig, da die Wicklung weitestgehend unterteilt und durch Hintereinander-, Parallel- oder Gruppenschaltungen den jeweiligen Spannungsbedürfnissen möglichst angepaßt werden muß.

#### IV. Probleme, bedingt durch das Bedürfnis nach Regulierfähigkeit der Großtransformatoren

Schon seit längerer Zeit hat man erkannt, daß mit dem Anwachsen der Zentralenleistungen erforderlich wurde, die Netze weicher zu machen, d. h. den induktiven Spannungsabfall höher zu halten, als er vorher bei kleinen Zentralenleistungen zugänglich war. Dem hierdurch gewonnenen Vorteil der besseren Kurzschlußdämpfung steht der Nachteil der schlechteren Spannungsregulierung gegenüber. Ebenso führt der seit einigen Jahren überall übliche Zusammenschluß großer Netze zwecks Ausnützung der vorhandenen Kraftquellen nach dem Gesichtspunkt der größten Wirtschaftlichkeit dahin, daß die vorher allgemein üblichen Einrichtungen zur Spannungsregulierung mit Induktionsreglern infolge der nunmehr einsetzenden großen Kurzschlußkräfte nicht mehr dem Betrieb gewachsen waren. Es führt dies dazu, das Regulierproblem unter Anlehnung an die Bauart des Transformators zu lösen, zumal auch der Preis der Induktionsregler, insbesondere wenn mit Rücksicht auf die höhere Spannung Zwischentransformatoren erforderlich werden, außerordentlich hoch ist. Zwar besteht heute noch das Bedürfnis stufenloser Regulierung, da die einzelnen Stromabnehmer im allgemeinen sehr empfindlich auf Spannungsabweichungen sind; trotzdem hat sich aber die Regulierung in Stufen, welche nicht zu groß bemessen sein dürfen, praktisch durchgesetzt. Verlangt wird allerdings, daß die einzelnen Stufen unter Last geschaltet werden dürfen. Ausführungen, bei denen ein in einem getrennten Kasten sitzender Zusatztransformator, und bei denen der Regulierschalter nicht direkt am Transformator, sondern getrennt von ihm sitzt, mit Hochspannungsdurchführungen am Trans-

formator und ebenso am Schalter für jede Stufe getrennt, werden verschwinden und der Kombination von Leistungstransformator, Reguliertransformator und Regulierschalter Platz machen. Die Forderung war, einen Schalter zu schaffen, der bei geringem Raumbedarf eine hochwertige Isolierung der Kontakte ermöglicht, geringen Verschleiß durch mechanische Bewegung und elektrischen Abbrand ergibt und eine günstige Ausnutzung der Regulierwicklung durch Zu- und Gegenschaltung zuläßt. Wenn Schalterlichtbögen an den Kontakten entstehen und wenn infolge Verschleiß der beweglichen Teile Verschmutzen oder Metallisieren zu befürchten ist, soll die Ölfüllung des angebauten Regulierschalters



Abb. 6. Dreiwicklungstransformator mit Regulierung  $\pm 15\%$  von 35 MVA  
110/104/22 kV.

von dem Öl des eigentlichen Transformators getrennt gehalten werden und auch eine Auswechslung des Öles für sich allein möglich sein. Es gibt auch Schalterkonstruktionen mit besonderen Funkenschaltern außerhalb des Transformators und damit funkenlos arbeitende Wähler, bei denen also das Transformatorenöl nicht getrennt werden muß. Erstrebenswert ist, daß 10 000 bis 20 000 Schaltungen ohne Überholung vorgenommen werden können. Ein Transformator dieser Art von 35 MVA steht im Umspannwerk Aschaffenburg des Bayernwerkes und dient zur Verbindung dieses mit dem 100-kV-Netz des Rheinisch-Westfälischen Elektrizitätswerkes. Er hat zwei getrennte Hochspannungswicklungen, so daß Störungen bestimmter Art, wie z. B. Erdschluß, nicht von dem einen Netz auf das andere Netz übertragen werden können. Die Hauptwicklungen sind in Stern; die in Dreieck geschaltete dritte Wicklung

dient zur Leistungsabgabe an ein drittes Netz von 20 kV. Vielfach dient die dritte Wicklung auch zum Anschluß von Phasenschiebern zur Spannungs- und Phasenregulierung. Die in Dreieck geschaltete Wicklung vermittelt dem Transformator eine ungezwungene Magnetisierung im normalen Betrieb und ist von günstigem Einfluß auf unsymmetrische Belastungen der einzelnen Phasen, wie sie durch Störungen vieler Art vorübergehend auftreten können. Die Spannungsregulierung beträgt  $\pm 15\%$ . Die Regulierschalter sind so gebaut, daß sich an den unter Öl befindlichen Teilen nur funkenlose Schaltungen abspielen. Auf den Isolatoren der Schalter sind die Funkenzieher und die Übergangswiderstände aufgebaut.

Eine neue eigenartige Konstruktion eines Transformators für stufenlose Spannungsregulierung mit Eigenleistungen  $\pm 1000$  kVA ist der

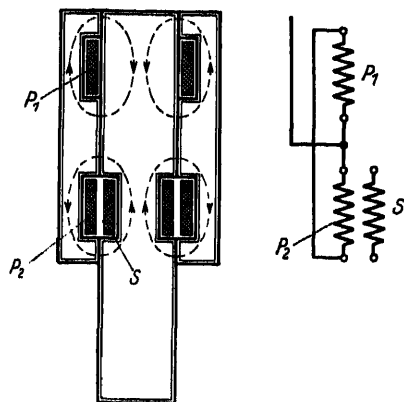


Abb. 7. Grundgedanke des Schubtransformators.

**Schubtransformator.** Wie beim Induktionsregler, jedoch statt in drehender in geradliniger Bewegung, bewirkt die Lagenänderung der Sekundärwicklung gegenüber der konstant erregten Primärwicklung die kontinuierliche Regulierung. Der Schubtransformator trägt in den Nuten des feststehenden Schenkels die Sekundärwicklung  $S$  (Abb. 7) und in zwei Aussparungen der zwei verschiebbaren Joche zwei Primärwicklungen  $P_1$  und  $P_2$ , welche von gleicher Spannung erregt, aber entgegengesetzt geschaltet sind. Gleitet das Joch mit seiner Wicklung den Schenkel entlang, so ändert sich die Sekundärspannung vom dem einen Endwert aus über 0 zum entgegengesetzten Endwert. Für Drehstrom werden drei Einphasenapparate mechanisch gekuppelt. Man rühmt dem Schubtransformator große Kurzschlußfestigkeit, niederen Leerlaufstrom und kleine Kurzschlußspannung nach. Abb. 8 zeigt einen Drehstrom-Schubtransformator aus drei Einphasentransformatoren zusammengestellt. Die kontinuierliche Regulierung kann vervielfacht werden in der bekannten Schaltung, daß der Schubtransformator mit Stufentransformatoren verbunden ist und damit jeweils nur eine Stufe auszuregulieren braucht.



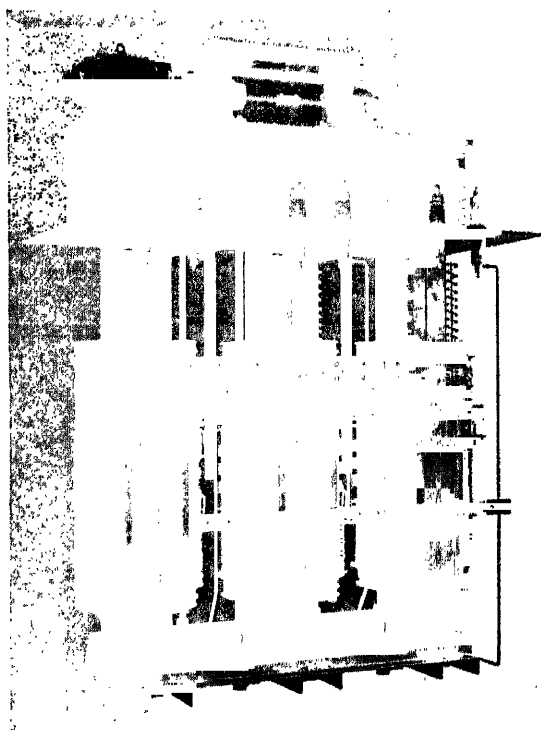


Abb. 8. Drehstrom-Schubtransformator  $6 \text{ kV} \pm 600 \text{ kVA}$ .

#### V. Probleme, die sich durch zweckmäßige Abführung der Verluste bei Großtransformatoren ergeben

Die Notwendigkeit der sicheren Abführung der von Großtransformatoren erzeugten erheblichen Wärmemenge bedingt eine besonders zweckmäßige Ausführung aller wärmeerzeugenden Teile. Die Eisenkerne werden mit reichlich quer zur Schichtung liegenden Schlitzten versehen, da die Wärmeleitfähigkeit senkrecht zur Blechrichtung nur 4 bis 8 % derjenigen in der Blechrichtung beträgt, und zwar in gleicher Weise die mit gestoßenem wie die mit geschachteltem Kern. Für besondere Kühlung des oberen Joches, das in heißem Öl liegt, gibt es Ausführungsarten, welche noch eine eigene zwangsläufige Kühlung des oberen Joches mit Frischöl vorsehen. Die Wicklung wird im allgemeinen so dimensioniert, daß jeder Leiter möglichst von zwei Seiten mit kühlendem Öl in Berührung steht. Wo dies nicht möglich ist — wenn also die Konstruktion erfordert, daß die Wicklungen von Isoliermaterial umschlossen sind — werden besondere Einrichtungen zwangsläufiger Ölführung für diesen Teil der Wicklungen vorgesehen, wobei die Anordnungen oft so getroffen sind, daß dieses Öl noch gesondert gemessen und einreguliert werden kann. Im Transformator sind auch sonst Einbauten üblich, welche dem

Öl den günstigsten Weg vorschreiben. Manchmal wird auch der Abschirmring auf der Stirnseite der Wicklung hohl ausgebildet, um die Verteilung des Öles am Umfang zu ver gleichmäßigen. Das Öl kann bei solchen Konstruktionen schon von der Pumpe aus getrennt zugeführt werden, z. B. kann ein Teil abgezweigt werden für die allgemeine Kühlung, ein Teil für die Kühlung der Hochspannungswicklung, ein Teil für die Schlitze im Joch usw.

Als Lüftung des Transformatorenkastens wird zunächst die reine Selbstlüftung angestrebt. Damit kann man heute mit geschweißten Wellblechkästen bis etwa 10 MVA wirtschaftlich auskommen. Bei größeren Leistungen verwendet man sog. Röhrenkästen, deren glatte Oberfläche

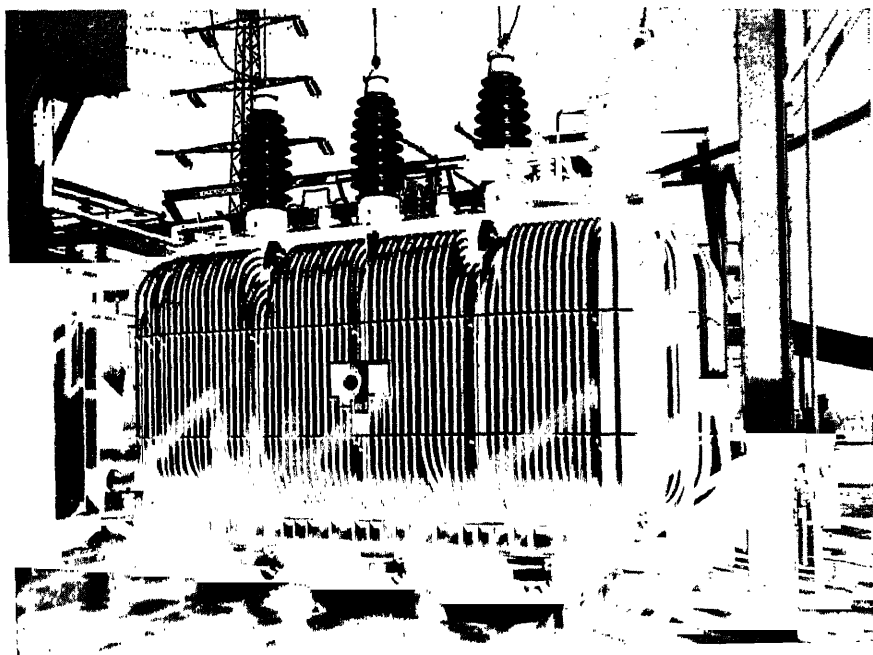


Abb. 9. Radiatorenkühler mit angeschweißten Röhren. 15 MVA und 100/25 kV.

durch eine große Anzahl angeschweißter Röhren vergrößert wird. In dieser Ausführung wurden Transformatoren bis etwa 15 MVA ausgeführt. Eine häufigere Lösung erhöht durch Anbau einer entsprechenden Anzahl von Wellblechradiatoren oder Röhrenradiatorengruppen die nötige Oberfläche, wobei zum besseren Bahntransport die Radiatoren unter Zwischenschaltung von Ventilen am Ölkasten abnehmbar eingerichtet sind.

Eine weitere moderne Ausführung setzt die Radiatoren, in Batterien vereinigt, neben die Transformatoren unter künstlicher Zirkulation des Öles durch eine Ölpumpe, sowie Verbesserung der Wirkung der Kühlluft durch Luftdüsen unter den Radiatoren oder in etwa  $\frac{1}{3}$  der Höhe um die

Radiatoren herum, durch die Preßluft gegen die Radiatoren geblasen wird. Diese zusätzliche Kühlung beeinträchtigt die selbstkühlende Eigenschaft solcher Transformatoren nicht und bietet den großen Vorteil, daß bei abgestellter Preßluft ein Betrieb mit Teillast möglich ist. Bei Transformatoren mit wechselnden Belastungsperioden wird die Preßluft möglichst automatisch an- oder abgestellt.

Die Kühlung mit äußerer Wasserkühlung, bei welcher eine Rohrschlange in einem Bassin liegt, durch welches Kühlwasser fließt, oder bei dem das Öl im Gegenstrom durch einen normalen Ölkühler rückgeköhlt wird, wird ebenfalls noch häufig zur Anwendung gebracht. Der Öldruck wird in den Ölkühlern natürlich möglichst höher gehalten als der Wasserdruk, so daß immer nur Öl in das Wasser, aber nicht Wasser in das Öl gelangen kann.

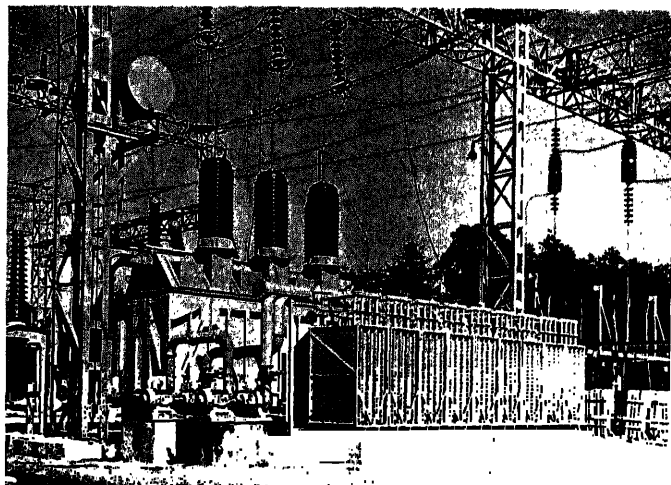


Abb. 10. Transformator mit separater Luftkühlung. 60 MVA, 220/110 kV.

Die beschriebene Methode der Kühlung des Öles mit künstlichem Ölumlauf und äußerer Fremdbelüftung hat bei Großtransformatoren die stärkste Verbreitung gefunden, da keine Rücksicht auf Einfrieren des Wassers genommen zu werden braucht und da überhaupt keine Wasserbeschaffung erforderlich ist, welche häufig bei abseits stehenden Unterwerken große Schwierigkeiten bereitet hat. Die größten Transformatoren, welche nach diesem System gebaut sind, sind diejenigen des Rheinisch-Westfälischen Elektrizitätswerkes, welche bei einer Belastbarkeit von 60 MVA eine Übersetzung von 220/110 kV besitzen.

#### **VI. Probleme, bedingt durch das Bestreben, Transformatoren und Netze gegen die Wirkung der großen Kurzschlußleistungen zu schützen**

Die Kurzschlußspannung der Großtransformatoren soll mit Rücksicht auf die Begrenzung der Kurzschlußleistungen möglichst groß sein. Sie

ist jedoch begrenzt durch die große Spannungsänderung bei plötzlichen Änderungen der Netzlast und des  $\cos \varphi$ , wodurch Spannungsregelglieder mit großem Regelbereich erforderlich werden. Die heutige Praxis sieht Spannungsabfälle von 8 bis 12% vor. Mit steigender Verbesserung des in den Netzen eingebauten Materials, der Maschinen und Apparate ist es möglich, daß die Bestrebung, die heute hohe Spannungsabfälle fordert, wieder rückläufig wird.

Die Begrenzung der Kurzschlußleistung durch Drosselspulen ist am wirksamsten und wirtschaftlichsten an den Stellen geringster Durchgangsleistung, also in Verteilungsnetzen und nicht in Großversorgungsnetzen.

## VII. Erdschlußspulen

Die Erdschlußspulen dienen bekanntlich zur Verringerung des kapazitiven Erdschlußstromes von Wechselstrom-Hochspannungsnetzen und zur Löschung des Erdschlußlichtbogens. Sie werden nach dem grundlegenden Patent von *W. Petersen* als eisengeschlossene Drosselspulen ausgeführt, die zwischen den Nullpunkt vorhandener Netztransformatoren bzw. künstlich geschaffenen Nullpunkten und Erde geschaltet werden. Sie sind auch unter dem Namen Dissonanzlöschspule (*Jonas*) und Löschtransformator (*Bauch*) bekannt. Die vorliegenden Betriebserfahrungen, die sich auf eine ausgeführte Spulenleistung von weit über 500 MVA beziehen, lehren, daß in Freileitungsnetzen etwa 90% aller auftretenden Erdschlüsse gelöscht und so zu einer vorübergehenden, vom Betrieb kaum bemerkten Erscheinung gemacht werden. In Kabelnetzen wird die Ausbildung des die Regel bildenden Kabeldurchschlages gegen Erde zu einem Kurzschluß so lange verzögert, daß dem Erdschlußrelais Zeit zur rechtzeitigen Abschaltung der fehlerhaften Strecke gegeben ist.

Abb. 11 und 12 zeigen nebeneinandergestellt den zur Vermeidung schädlicher Streuungserscheinungen mit sehr vielen Luftspalten ausgeführten Eisenkern, sowie den fertig bewickelten Kern einer Petersen-Spule für 14 MVA. Die Spule ist zum Schutze eines 220-kV-Netzes bestimmt und ist zur genauen Einstellung des aufgenommenen Stromes mit zahlreichen Anzapfungen und einem Regulierschalter versehen.

Da bei genauer Abstimmung die Petersen-Spulen mit der Kapazität des geschützten Netzes einen auf die Betriebsfrequenz abgestimmten Schwingungskreis bilden, werden die Spulen möglichst mit einer Eisensättigung von 14 bis 16000 Linien ausgeführt, um die bei Überschreitung der normalen Nullpunktsspannung sich durch die Abnahme der Induktivität ergebende Verstimmung dieses Schwingungskreises zur Unterdrückung von Resonanzüberspannungen auszunützen. Die Forderung hoher Eisensättigung bedingt bei Spulen mit großem Regelbereich die Anordnung mehrerer getrennter magnetischer Kreise, die sukzessive zu- und abgeschaltet werden.

Es kann festgestellt werden, daß auch in den Staaten, die der Löschdrossel anfangs zurückhaltend gegenüberstanden, sich heute auf Grund

außerordentlich guter Erfahrungen in den anderen Ländern das Interesse an diesem Erdschlußschutz lebhaft zu regen beginnt, und es wird nicht ausbleiben, daß sich die Erdschlußspule in kurzer Zeit als ein unentbehrlicher Netzschutz über die ganze Welt verbreiten wird.

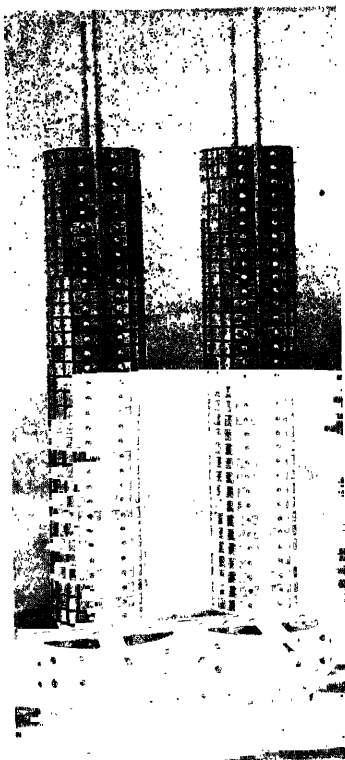


Abb. 11. Eisenkern einer 14 MVA Petersen-Spule.



Abb. 12. 14 MVA-Spule für ein 220 kV-Netz.

### VIII. Prüftransformatoren

Zusammenhängend mit dem Übergang zu immer größeren Betriebsspannungen entsteht das Bedürfnis der Laboratorien und Prüfräume der Fabrikationsfirmen nach Einrichtungen zur Erzielung sehr hoher Spannungen. Mit Rücksicht auf die zu bewältigenden hohen Spannungen und den naturgemäß für solche Zwecke möglichst zu beschränken den Aufwand, weichen diese Prüftransformatoren in der Konstruktion und Ausführung erheblich von der normalen Bauart der Transformatoren ab.

Beispiele moderner Ausführungen zeigen Abb. 13 bis 17.

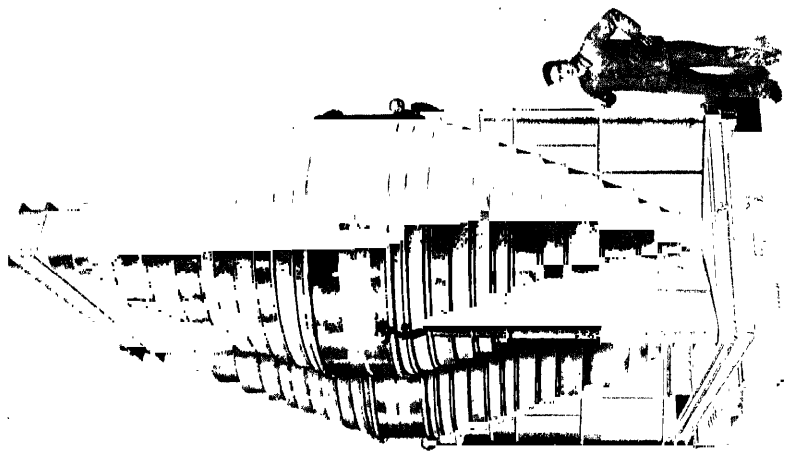


Abb. 13. Ein Prüftransformator in Luft von 600 kV bei 300 kVA-Leistung.

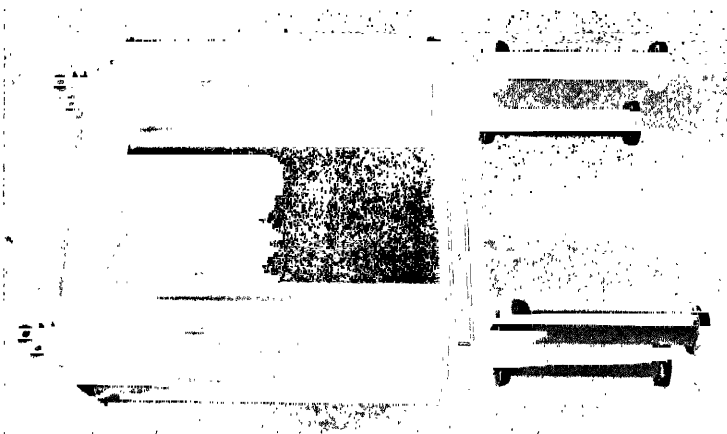


Abb. 14. Ein Prüftransformator von 750 kV bei 500 kVA-Leistung, bei dem der Eisenkörper und die Niederspannungswicklung in Luft und die Hochspannungswicklung allein in einem ölgefüllten Isolierkörper untergebracht sind.

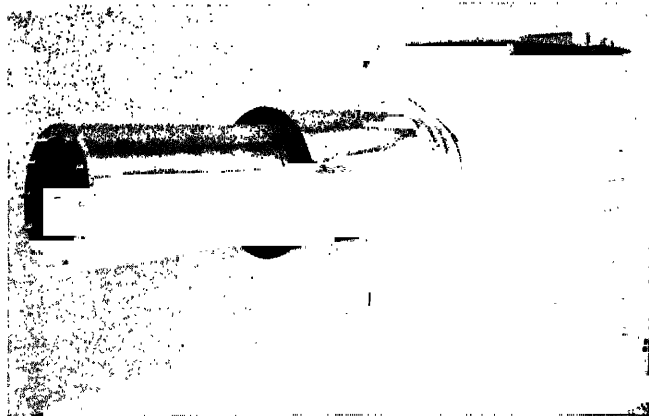


Abb. 15. Ein Prüftransformator für 1000 kV, 1000 kVA.

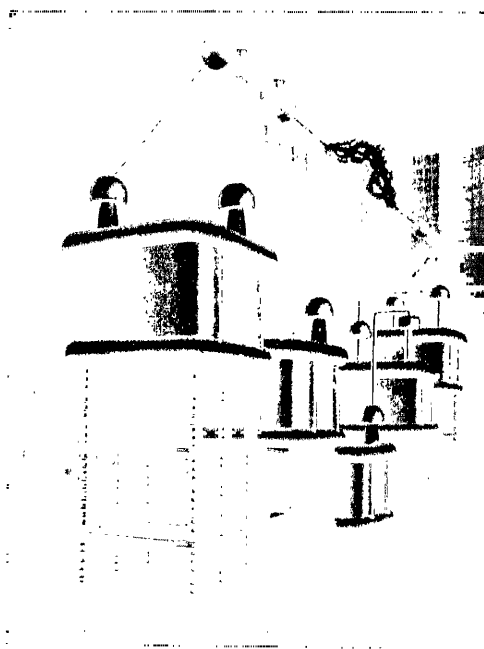


Abb. 16. Ein Prüftransformator in Dessauer Schaltung für 2000 kV, 1200 kVA.



Abb. 17. Drehstromlichtbogen mit 1000 kV verketteter Spannung, erzeugt durch drei einphasige Prüftransformatoren von je 800 kVA-Leistung.



## Nachsatz

Von seiten der Aluminiumfabriken wird vorgeschlagen, bei Lufttransformatoren zunächst bis 5000 V oxydierte Aluminiumdrähte zu verwenden, da solche Drähte bis 400° C betriebsmäßig belastet werden können, also billige Transformatoren ergeben. Die Oxydschicht halte 250 V einfach aus. Die Sprungwellenspannung erzeugt im allgemeinen bei den heute üblichen Isoliermethoden sehr hohe Spannungen zwischen den ersten Windungen eines Transformators in der Größenordnung der Klemmenspannung. Es ist zu vermuten, daß die Beanspruchung bei den kleinen Isolationsstärken bei Aluminiumoxyd wegen der höheren Kapazität der Windungen gegeneinander kleiner wird. Daß dieselbe bei einem 5000-V-Transformator auf weniger als 250 V zurückgehen soll, müßte erst durch eingehende Versuche erhärtet werden.

## Summary

The paper first describes in detail the problems of transformer construction and design involved by the adoption of higher voltages as instanced by 220 kV and 400 kV long-distance transmission lines, where the neutral is respectively insulated and earthed. The oil drying problem, which is of such importance to the efficient operation of the transformer is discussed at length and brief reference is made to the question of earthing h. t. networks without the use of resistances.

In view of their importance, considerable space is devoted to the effects of short circuits in transformers and to the measures that should be adopted in the construction of the winding in order that it may be capable of standing up to heavy surges of current, as well as to the suitability of rectangular, oval or round coils. A special type is also described for preventing the burning-out of the transformer core.

The paper next discusses the problems involved by increasing the installed capacity of power stations due to economic development and in this connection, cites the Zschornowitz and Goldenberg plants each with a total installed capacity of 400000 kW. It is shown how, thanks to the continual improvements made to transformers and to the development of the 5-limbed transformer, it is nowadays possible to transport a 60 MVA transformer by rail, whereas in 1922 30 MVA represented the maximum size that could be transported.

The author also discusses transformers with multiple windings, such as are employed in the interconnection of networks, of which the largest type at present in service is the 35 MVA, four-winding transformer at the Ryburg-Schwörstadt station. Reference is also made to the difficulties arising when it is necessary to switch-over a winding to different voltages.

The necessity of being able to regulate large transformers in view of the capacities which a network may be called upon to carry, when the central stations lie at considerable distances from one another, requires the installation of heavy duty regulating switches in the oil tanks of transformers. As an example the author describes a transformer used in the interconnection of the Rheinisch-Westfälische Elektrizitäts-Werk with the Bayernwerk and the Preussenwerk, which have a total installed capacity of considerably over 1000 MVA.

In a further section of the paper mention is made of some noteworthy methods of cooling employed in large transformers, particularly in the case of air-cooled and externally cooled transformers; mention is also made of the method of supplying the cooling medium to the interior of the transformer. The author describes methods of protecting large transformers from the effects of heavy short circuits

by limiting the short circuit energy by choke coils, such as those adopted, for instance, in the network of the Berlin Electricity works, which alone number 1400.

Successful results have been obtained by the adoption of earth leakage coils for avoiding the capacity charging current and for extinguishing the earthing arc, and which experience has shown to be fully capable of extinguishing 90% of all earths occurring in over-head transmission lines (the total capacity of such coils in present day use amounts to over 500 MVA).

In conclusion, some noteworthy examples are given showing the possibility of increasing the voltage carrying capacity, field of use and quality of existing insulating materials for h. t. measuring transformers of relatively high capacity. The illustration given in this connection of a 3-phase arc of 1000 MVA is not without interest. Brief reference is made in the concluding paragraph to the use of aluminium wire at 400° C as winding material.

Dieser Bericht entstand unter Mitarbeit von:

Dr.-Ing. *J. Biermanns*, Berlin;  
Prof. Dr.-Ing. *K. Fischer*, Köln;  
Dipl.-Ing. *G. de Francesco*, Chemnitz;  
*F. Häberle*, Dresden;  
Dr.-Ing. *K. Kurda*, Nürnberg;  
*Max Neustätter*, Berlin;  
Dr.-Ing. *J. Rebhan*, Berlin;  
Dr.-Ing. *W. Reiche*, Dresden;  
*F. Sieber*, Aachen;  
Dr. *E. Sommer*, Dresden.

United States of America

## Impulse Voltage Strength of Transformers

National Electric Manufacturers Association

*V. M. Montsinger and W. M. Dann*

### General

It has been the prevailing practice in the United States for a great many years to correlate the amount of insulation used in a transformer and the value of the dielectric test which it receives, with the voltage of the circuit on which the transformer operates. As long as the level of line insulation was kept at a reasonable value, this method worked out very satisfactorily.

Lightning has been the chief source of the abnormal transient voltages which give serious concern to operating engineers on account of interruptions to service caused by line flashovers. As a result, transmission engineers have been adding more and more insulation to their lines, in an effort to remedy this condition. The need for a more rational basis for insulating high voltage transmission systems was pointed out by Mr. Sporn in 1928 [1]<sup>1</sup>.

Increasing the line insulation for normal service conditions, where lightning is not severe, has not resulted unsatisfactorily but it is obvious that, if the practice is continued without regard to the insulation of apparatus, trouble will result, as it has in some cases, because the maximum lightning voltage reaching the apparatus is limited only by the height and insulation of the adjacent lines and by protective devices, and is in no way related to the circuit voltage, except in so far as the insulation of the circuit changes with the voltage.

The need of new insulation standards on account of this practice of increasing the line insulation has long been recognized by interested manufacturers and operators, and may now be said to be a necessity. Failure to adopt such standards has been due, chiefly, to lack of general recognition and acceptance of their proper governing factors, together with the difficulties of verifying them in the completed apparatus. Commercial methods for demonstrating the impulse strength<sup>2</sup> of transformers by acceptance tests in the factory are still not feasible. To make such a test on a transformer might cause undetected injury

<sup>1</sup> Refers to Bibliography.

<sup>2</sup> The term "impulse" as used in this article refers only to single impulse waves simulating a lightning wave rather than waves used in some European countries for testing transformers by surge tests.

which would later result in failure in service. On the other hand, sufficient field experience and experimental data are now available which it is possible to set up certain standards for the coordination of line and apparatus insulation.

Research and experimental investigations carried on by both manufacturers and operators within the past few years have yielded a great deal of new information relating to the impulse voltage strength of transformers, the impulse voltage arc-over of line insulators as determined in the laboratory and to the magnitude and character of lightning voltages occurring on transmission lines as determined in the field.

It is not within the scope of this paper to discuss the tests made in the field on transmission lines except it may be said that the use of the klydonograph and cathode ray oscillograph have shown that the highest transient voltages in America are caused by lightning, these being from two to three times those caused by switching, arcing to earth, etc.

In 1927 the authors in collaboration with the Transformer Subcommittee of the A.I.E.E. Committee on Electrical Machinery undertook the task of preparing a method of defining the impulse voltage strength of transformers and of balancing this insulation with the line. This proposal, which has been completed, represents a practice that is becoming more or less recognized in the United States. At present it is confined to high voltage transformers having voltage ratings of 69 kV and above.

The purpose in presenting this proposal is threefold:

1. To guide practice along proper channels.
2. To give a practical method of specifying the impulse strength of transformers, and
3. To give methods of properly balancing the transformer and line insulation in the field.

The proposal is divided into two distinct parts, I. dealing with a method of defining the impulse strength of transformers, and II. giving recommendations on coordinating the transformer and adjacent line insulation.

## **I. Impulse Voltage Strength of Transformer Insulation**

### *a. Transformers Receiving Standard Dielectric Tests, as specified in Para. 13-400 and 13-401. A. I. E. E. Standards No. 13*

Apparatus conforming with the standards of dielectric test should be so designed that their impulse strength against lightning is greater than the impulse flashover voltage to earth of non-shielded suspension type insulators having a 60 cycle r. m. s. dry flashover in accordance with Table I<sup>3</sup>.

<sup>3</sup> Commercial methods for determining the impulse strength of transformer windings by acceptance test in the factory are not feasible. However, investigations in the Lab. show that the impulse strengths of transformer insulation and of standard line insulators or of air gaps vary similarly with different forms of waves, also that the impulse ratio of strings of line insulators of different lengths is approx. constant for the same impulse waves. The forms of impulse waves actually occurring on transmission lines have not been fully determined. For these reasons, the impulse strength of transformer windings is expressed in terms of the 60 cycle dry flash-over voltage of line insulators.

Table I

Rated Circuit Voltage	Transformer 60-Cycle Test Voltage	Insulator 60-Cycle Dry Flashover Voltage	Corresponding <sup>4</sup> Number of Insulator Discs, spaced 5- $\frac{3}{4}$ " (14.6 cm) apart
KV.	KV. RMS.	KV. RMS.	
69	139	250	4
92	185	350	6
115	231	400	7
138	277	450	8
161	323	550	10
196	393	640	12
230	461	725	14

### *b. Transformers Receiving Higher than Standard Test*

If the 60 cycle dry flash-over of the adjacent line insulation is greater than the value given in Table I, and is not locally limited to that value, transformers having a dielectric test corresponding to the actual adjacent line insulation should be used.

### *c. Transformers Receiving Lower than Standard Test, as specified in Para. 13—400 (e) and 13—401 (n). A. I. E. E. Standards No. 13*

Transformers used with solidly earthed neutral and having the reduced insulation test of 2.73 times line to neutral voltage should have an impulse strength equal to that of a standard transformer for the next lower circuit voltage.

## II. Recommendations for Coordinating Transformer Insulation with Line Insulation in the Field

Limitation of lightning voltages, on the portion of the circuit adjacent to the apparatus, to the lightning flashover voltages of line insulators having the 60 cycle flashover voltages given in Table I may be accomplished by the use of one or more of the following methods:

Method 1. An effective and properly applied lightning arrester connected to the circuit within 100 circuit feet (30 m) of the terminals of the apparatus.

Method 1 furnishes the most effective protection, but in the absence of standards for lightning arresters and their installation, Method 2 or 3 should always be used in combination with Method 1. If the impulse strength of the supporting insulation of the arrester conforms to the impulse strength of the gap with settings as given in Table II, then no additional parallel gap is necessary.

Method 2. A suitable safety gap connected between each conductor of the circuit and earth within 100 circuit feet (30 m) of the terminals of the apparatus with gap setting not in excess of the flashover voltage given in Table II.

<sup>4</sup> This column does not appear in the rules as proposed but is given here merely for reference purposes.

Table II

Rated Circuit Voltage	Transformer 60-Cycle Test Voltage	Gap 60-Cycle Dry Flashover Voltage
KV. RMS.	KV. RMS.	KV. RMS.
69	139	185
92	185	240
115	231	300
138	277	355
161	323	410
196	393	500
230	461	585

These values apply to either arcing horns or rings attached to insulator strings or to points mounted separately. If rings are used the gap should not be greater than 80% of the length of the supporting insulator string, in order to avoid affecting the impulse ratio<sup>5</sup>.

Method 3. Limitation of the line insulation to earth, from points with 100 circuit feet (30 m) of the terminals of the apparatus to points approximately  $\frac{1}{2}$  mile (1 km) therefrom, to values not in excess of the flashover voltage given in Table I.

#### *Available Data on the Impulse Strength of Transformers*

The available data on the impulse strength of transformers may be divided into two general classes; namely, those obtained in the laboratory and those obtained under service conditions.

The nature of the two classes of data is, of course, quite different because in the laboratory a transformer can be tested to destruction. The data obtained under service conditions have been in the form of "Records" covering many years of service. These records show that transformers receiving a certain dielectric test have successfully withstood lightning voltages when connected to transmission lines having certain insulation. The conclusion is that the impulse voltage strength of the transformers is satisfactory when coupled with line insulation having a certain impulse arcover voltage. For example, if transformers receiving a 60 cycle dielectric test of 231 kV have been operating successfully for many years on a 115 kV circuit exposed to severe lightning conditions and the line is insulated with seven 10" (25.4 cm) discs spaced  $5-\frac{3}{4}$ " (14.6 cm) apart, the flashover value of these line insulators may be used as a "yard stick", indicating the impulse voltage strength of the transformer. This, of course, does not give a numerical measurement of the impulse breakdown strength, but affords a convenient measure of satisfactory impulse strength.

Laboratory tests have proven to be of great benefit in determining the impulse arcover voltage of insulator strings using various shapes of waves, in obtaining the impulse breakdown of insulating materials such as oil, solids, oil and solids in series as used in transformers, and

<sup>5</sup> Ratio of impulse to 60 cycle crest voltage arc-over.

## *Recommendations for Balancing the Transformer and Transmission Line Insulation*

So far, the method of expressing the impulse strength of transformers only has been discussed. It is quite important, however, that steps be taken by the purchaser to carry out the principle of balancing the transformer and the line insulation. If this is done then the main part of the transmission line may be over-insulated without increasing the size and cost of the transformer.

Three methods are recommended; namely, 1. the use of an effective lightning arrester, 2. the use of a horn gap and 3. the maintenance of average line insulation for a limited distance from the station.

### *Method 1. Lightning Arresters*

The requirement that Method 2 or 3 should always be used in combination with Method 1 is included because quite often the lightning arrester is temporarily disconnected for inspection, overhauling, maintenance, etc. and it is desirable to have something to act as a last line of defence.

### *Method 2. Horn Gap*

Quite often it is more convenient to use a gap to limit impulse voltages rather than to maintain average line insulation for a distance of one-half mile. This gap is sometimes in the form of spoons or blunt points mounted separately from the insulator string. Also quite often the gap is formed by fastening guard rings or arcing horns to each end of an insulator string using the insulators as a method of support. All these gaps as well as needle gaps have practically the same 60 cycle and impulse arc-over characteristics.

Fig. 2 gives the 60 cycle and impulse voltage flashover values for various spacings of gaps for impulse waves [4] that reach the maximum in about  $\frac{1}{4}$  micro-second. Curves are given for waves decreasing to 50% of maximum in 5, 10 and 20 micro-seconds. In all cases arc-over occurs on the tail of the wave. Comparing the recommended impulse voltage arc-over values for the same wave it will be seen that the gap impulse values as determined from the 60 cycle values given in Table II for a given line voltage are roughly 10% less than the insulator impulse values given in Table I. The reason for this is that except for a direct stroke of lightning at the transformer bank, the half mile of reduced line insulation should provide better protection than a single gap having the same impulse voltage arc-over because a wave coming in over the half mile of normal line insulation will be attenuated usually more than 10% by the time it reaches the station. By this is meant that if a wave comes along whose maximum value is just under the arc-over of the first insulator string or if it arcs over the first insulator string, by the time it reaches the transformer one-half mile away its maximum value has decreased at least 10% below the value it had when passing the first insulator. Then, too, the one-half mile of normal line has

several earthed points whereas a gap has only one. This should contribute to a little better protection.

It will be noted that the 60 cycle dry flash-over values given in Table II are less than the 60 cycle dry flash-over voltages of line insulators given in Table I by more than 10%. This is because the impulse ratio of gaps is 20 to 25% greater than the impulse ratio of sus-

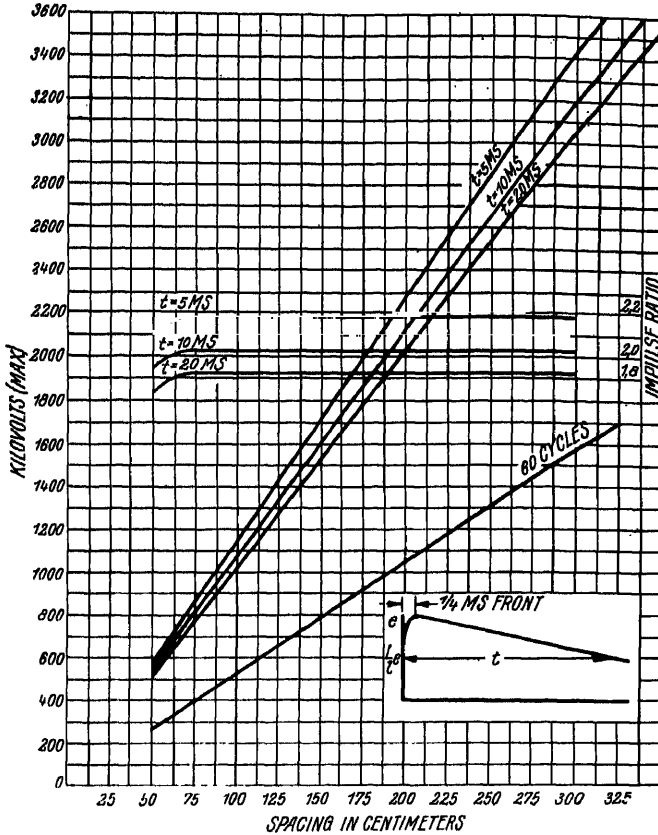


Fig. 2.

pension insulator strings. Hence, for a gap to have say a 10% less impulse arcover the 60 cycle arcover must be from 30 to 35% less than that of an insulator string.

### Method 3

The 60 cycle flashover voltage values given in Table I represent even numbers of discs, spaced  $5\frac{3}{4}$ " (14.6 cm) apart. Consequently, these voltage steps are not in all cases proportional to the circuit voltage steps. The 60 cycle values, which correspond in steps to the circuit voltages ignoring whether or not they represent even numbers of discs, would be about as follows:



	Transformer 60-Cycle Test Voltage	Insulator 60-Cycle Dry Flashover
	KV. RMS	KV. RMS.
69	139	250
92	185	315
115	231	385
138	277	450
161	323	520
196	393	625
230	461	725

The length of the insulator strings corresponding to these voltages, would be —

Circuit KV.	Length of String	
	Inches	cm
69	23	57.5
92	30	76.2
115	38.5	97.5
138	46	117
161	54.5	158
196	68	172
230	80	203

Where insulator discs have a spacing different from  $5\frac{3}{4}$ " (14.6 cm) it is felt that values corresponding to the above or as near as can be obtained with even numbers of discs would be the more correct values to use rather than those given in Table I.

#### *Nature of the Recommendations in Part II*

These recommendations on balancing the transformer and line insulation are intended to be strictly advisory. They are given simply as a guide for the application of transformers on high voltage transmission systems, considered from the standpoint of lightning voltages.

#### **Bibliography**

- [1] *Philip Sporn*, Rationalization of Transmission System Insulation Strength. Presented A. I. E. E. Meeting, New Haven, Conn., May 9—12, 1928.
- [2] *V. M. Montsinger and J. F. Peters*, Surge vs. Impulse Tests for Transformers. Electrical World, June 22, 1929.
- [3] *W. W. Lewis*, Relation Between Transmission Line Insulation and Transformer Insulation. Presented A. I. E. E. Meeting, New Haven, Conn., May 9—12, 1928.
- [4] *F. W. Peek Jr.*, Lightning. Transactions A. I. E. E., 1929, p. 436.

#### **Zusammenfassung**

In Fällen, wo die höchsten Momentanwerte der Spannung auf Blitzentladung zurückführbar sind und nicht auf Erdschlüsse oder Schaltvorgänge, ist die Isolations- und Spannungsprüfung von Transformatoren nicht auf Leitungsspannung,

sondern auf höchstmögliche Blitzspannung zu basieren. Die höchste Blitzspannung, welche die Stationseinrichtungen treffen kann, wird beschränkt durch die Isolation der Leitung nächst der Station und braucht in keiner bestimmten Abhängigkeit mit der Netzspannung zu stehen. Unter diesen Verhältnissen soll die Isolation des Transformators der Isolation der der Station nächstliegenden Leitung entsprechen.

Die Notwendigkeit, diese Bedingung einzuhalten, drängt sich deshalb sehr auf, da es mehr und mehr üblich wird, die Leitungsisolation zu verstärken, um Überschläge und dadurch Unterbrechungen zu verhindern.

Der Wunsch, neue Isolationsnormen aufzustellen, wurde seit langem von Fabrikanten und Betriebsleitern gehegt, wird aber jetzt notwendig. Warum solche Normen bisher nicht aufgestellt wurden, kam daher, daß sie nicht allgemein anerkannt werden und weil es schwer war, solche Normen an der fertiggestellten Maschine festzustellen. Die vom kaufmännischen Standpunkte anerkannte Methode, die Stoßspannungsfestigkeit<sup>7</sup> eines Transformators durch eine Übernahmeproofung in der Fabrik zu zeigen, waren bisher nicht möglich. Falls eine solche Prüfung an einem Transformator gemacht würde, könnten innere, unsichtbare Beschädigungen verursacht werden, die später Anlaß zu Fehlern im regulären Betriebe geben könnten. Andererseits stehen aber heute genügend Erfahrungen aus dem Betriebe und aus dem Prüffeld zur Verfügung, um Normen aufzustellen, die Leitungsisolation und Maschinenisolation in Einklang zu bringen.

Im Jahre 1927 haben es die Autoren unternommen, zusammen mit dem Transformatoren Unterkomitee der A. I. E. E. (electrical machinery) eine Methode auszuarbeiten, um Stoßspannungsfestigkeit von Transformatoren und Leitungsisolation in Einklang zu bringen. Die empfohlenen Methoden werden heute in den Vereinigten Staaten mehr oder weniger allgemein anerkannt. Zur Zeit sind sie beschränkt auf Hochspannungstransformatoren von 69 000 V und aufwärts.

Drei Gründe sind es, warum diese Methoden hier dargelegt werden:

1. um die Praxis auf richtige Wege zu leiten,
2. um eine praktische Methode zu geben, mit deren Hilfe man die Stoßspannungsfestigkeit eines Transformators vorschreiben kann,
3. um eine Methode zu geben für das richtige Abwägen zwischen Leitungsisolation und Transformatorenisolation seitens des Betriebsleiters.

Die vorgeschlagene Methode zerfällt in zwei Teile. Der erste Teil beschäftigt sich mit einer Methode, um die Stoßspannungsfestigkeit eines Transformators zu beschreiben. Der zweite Teil gibt Vorschläge der Koordination zwischen Transformatorenisolation und Isolation der der Station nächstliegenden Leitung.

Der erste Teil gibt die Stoßspannungsfestigkeit eines Transformators ausgedrückt in Worten von 60 Perioden dielektrischer Prüfung mit einer gegebenen Leitungsisolation. Drei Typen von Transformatoren sind hierbei vorgesehen worden:

1. solche mit normaler A. I. E. E. dielektrischer Prüfung,
2. solche mit höherer als der normalen Prüfung,
3. solche mit geringerer als der normalen Prüfung

Der zweite Teil schlägt drei Methoden vor, mit denen der Betriebsleiter die Linienisolation und die Transformatorenisolation vergleichen kann. Diese Methoden sind:

1. ein verlässlicher und richtig angeschlossener Blitzableiter,
2. eine passende Sicherheitsfunkenstrecke,
3. Einschränkung der Leitungsisolation innerhalb einer Distanz von 0,5 Meilen, oder 0,8 km, von der Station.

<sup>7</sup> Der Ausdruck „Stoßspannungsfestigkeit“, wie er in diesem Artikel verwendet wird, meint bloß einzelne Stoßwellen, die Blitzspannung imitieren, aber nicht Spannungswellenzüge, die in einigen europäischen Ländern für Transformatorenprüfung unter dem Namen „surge-test“ verwendet werden.

Deutschland

## Gleichrichter

Zentralverband der deutschen elektrotechnischen Industrie  
und Vereinigung der Elektrizitätswerke

*Dr.-Ing. M. Schenkel, Dr.-Ing. H. Meyer-Delius und Mitarbeiter*

### Kurzer Entwicklungsrückblick

Der um 1900 erfundene Quecksilberdampf-Gleichrichter wurde bis 1908 ausschließlich als Glasgleichrichter in Einheiten bis zu 40 A hergestellt. In dieses Jahr fallen die ersten erfolgreichen Bemühungen einiger deutscher Firmen, den neuen Apparat erstens in seiner Leistung zu steigern, zweitens ihn in Eisen herzustellen. Sie führten im Jahre 1911 zur Lieferung des ersten Quecksilberdampf-Großgleichrichters aus Eisen für industrielle Zwecke. In der Entwicklungsperiode bis 1921, an der sich nun auch noch andere Firmen beteiligten, wurden die Glasgleichrichter bis auf 100 A gesteigert, die Eisengleichrichter bis zu 1000 A bei 600 V. Bis 1925 wurden die Leistungen beider verdoppelt. Glaseinheiten zu 200 A, Eiseneinheiten zu 2000 A kamen auf den Markt. Dann setzte vom Jahre 1927 an eine überaus schnelle Weiterentwicklung ein, für welche die gesammelten Betriebserfahrungen und umfangreichen Forschungen der verflossenen Jahre den Boden bereitet hatten. In diese Zeit fällt die Vollendung des Baues von Hochstromtypen für 4000, 6400, 10000 und 16000 A. Auch das Glasgleichrichtergebiet wies Steigerungen bis 500 A Einzelleistung auf.

Ebenso stiegen die angewandten Gleichspannungen ständig; 1924 wurde eine Anlage für 4000 V für eine Vollbahn, 1926 eine Industrieanlage für 12000 V Gleichspannung dem Betriebe übergeben.

### Großgleichrichter

#### *Wichtigste Anwendungsgebiete*

Der Quecksilberdampf-Großgleichrichter ist in den letzten Jahren tief in das Gebiet der Drehstrom-Gleichstromumformung, das bisher von den rotierenden Umformern beherrscht wurde, eingedrungen. Der Wegfall des Kollektors und aller mechanisch arbeitenden Kontakte sowie geringe Wartung einerseits, die verhältnismäßig sehr geringen Umformungsverluste andererseits, seine Unempfindlichkeit gegen Spannungstöße und gegen Kurzschlüsse und sein mit wachsender Gleichspannung zunehmender, von der Belastung unabhängiger Wirkungsgrad sind Vorteile, die er den rotierenden Maschinen gegenüber aufweist.

Die Anwendungsgebiete der Großgleichrichter bestimmen sich in erster Linie durch die Höhe der Betriebsspannung. Da der Großgleichrichter einen konstanten Spannungsabfall besitzt (20 V bei kleineren, bis ungefähr 35 V bei den größten Apparaten), so verbietet im allgemeinen die Rücksichtnahme auf den Wirkungsgrad seine Verwendung für Anlagen unter 440 V. Wenn er doch für solche verwendet wird, so sind dafür andere Eigenschaften des Gleichrichters, wie der absolut



Abb. 1. Gleichrichteranlage Pankow der Reichsbahn:  
Großgleichrichter 6400 A, 800 V.

geräuschlose Betrieb oder die völlige Bedienungslosigkeit, z. B. für ferngesteuerte Anlagen, maßgebend. Der Gleichrichter hat sich infolgedessen besonders das Gebiet der Spannungen oberhalb von 500 V erobert.

Sein Hauptanwendungsgebiet hat der Gleichrichter zur Zeit beim Betrieb von Gleichstrombahnen, als deren wichtigstes Entwicklungsbeispiel auf die Berliner Stadt- und Ringbahn hinzuweisen genügen möge.

Hier sind es die Spannungen 800, 1200, 1600, 3000 und 4000 V, die er zu liefern hat, und zwar kann er die höheren dieser Spannungen wesentlich leichter bewältigen als der Maschinenumformer. Für die

Leistungen, welche für die einzelnen Bahnunterwerke gefordert werden, kommen bereits Gleichrichter recht erheblicher Stromstärken in Betracht, nämlich von 2000 bis 6000 A. Höhere Leistungen werden für den Bahnbetrieb nach dessen heutigem Stande voraussichtlich selten sein. Die Berliner Stadt- und Ringbahn ist mit Gleichrichtern von nominell 1500 A Dauerstrom, infolge reichlicher Bemessung aber tatsächlich mit Gleichrichtern von 2000 A Dauerstrom ausgerüstet. Die

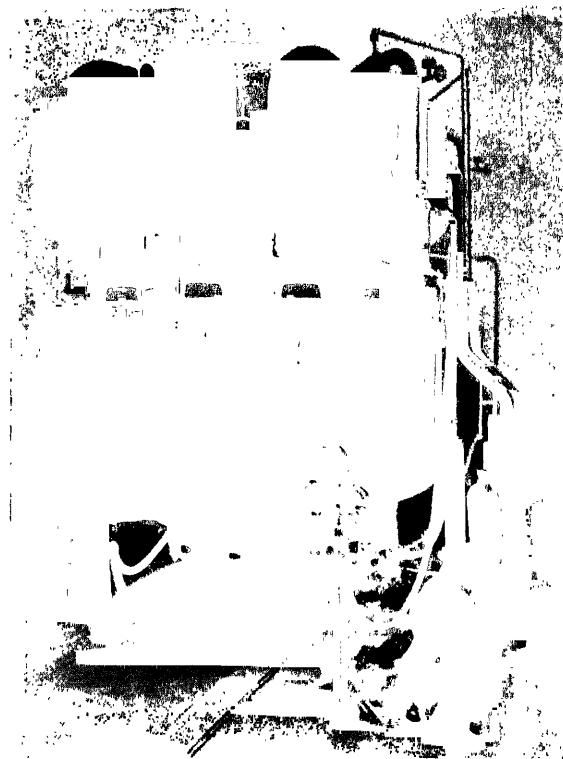


Abb. 2. Gleichrichteranlage E. W. München, Unterstation Blumenstraße.  
1 Gleichrichter 2900 kW, 6000 A, 290/580/820 V für Licht und Kraftbetrieb und Batterieladung.

Gleichrichter müssen außerdem 3000 A 40 s lang in kurzen Zeitabständen liefern.

Die Abb. 1 zeigt ein Berliner Unterwerk der Reichsbahn mit einem Gleichrichter für 6400 A bei 800 V.

Bahnanlagen für 1200 V und 1500 V sind vornehmlich in Holland und Frankreich in Betrieb gekommen, Anlagen für 3000 V in Italien.

Im gewöhnlichen Licht- und Kraftbedarf tritt der Gleichrichter als Konkurrent des Maschinenumformers auf, gegenüber dem er insbesondere die Vorteile des ruhenden Apparates, der geringen Fundamen-

tierung, des leichten Gewichtes, des geringen Raumbedarfs, des besseren Wirkungsgrades bei Teillasten und der leichteren Automatisierung besitzt. In diesem Anwendungsgebiet war für den Gleichrichter besonders ausschlaggebend, daß er die vielen vorhandenen älteren Gleichstromanlagen mittlerer und kleiner Leistungen besonders leicht an die sich immer mehr ausbreitenden Überlandnetze und an die Großverteilung anschließen gestattete. Für diese Zwecke hat sich vor allem auch in Verbindung mit ihm die halb- oder vollautomatische Anlage



Abb. 3a.

mit Fernsteuerung entwickelt. Diese ist besonders für Elektrizitätswerke von außerordentlicher Bedeutung, die, im Inneren eines Ortes oder einer Stadt eingengt, mehr Leistung nicht hätten übernehmen können, wäre es nicht mit Hilfe der automatischen Gleichrichteranlage möglich, eine Anzahl in den Außenbezirken gelegener Gleichrichterstationen von der alten Stelle aus zu steuern. Abb. 2 zeigt eine solche größere Gleichrichteranlage für Licht- und Kraftbedarf für 6000 A bei 290/580/820 V.

Ein weiteres Anwendungsgebiet, zur Zeit erst in den ersten Anfängen bemerkbar, ist dasjenige für die Elektrochemie. Hier werden

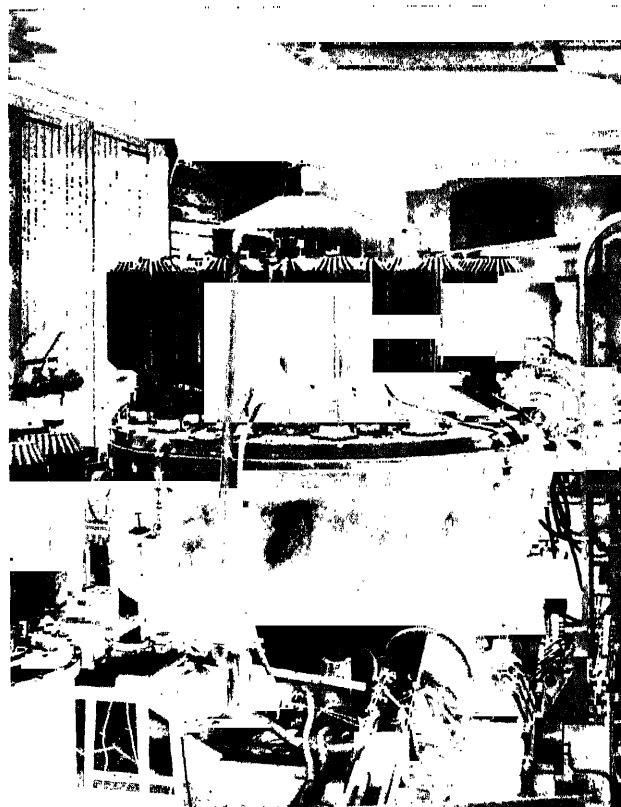


Abb. 3b und 3c. 16 000 A-Gleichrichter für 500 V auf den Prüfstand.

die Gleichrichter für Schmelzzwecke oder Bäder benutzt. Für die Aluminiumelektrolyse werden 500 bis 600 V, für die Wasserstoff- und Zinkelektrolyse 500 bis 800 V benötigt.

Höhere Spannungen könnte der Großgleichrichter im Interesse des Wirkungsgrades ohne weiteres liefern, sie werden zur Zeit aber mit Rücksicht auf die Bedienung der Bäder und die dadurch meistens erforderliche Erdung noch nicht sehr häufig verwendet. Trotzdem wird hier selbst bei den niedrigeren Spannungen unter 400 V und bei etwas geringerem Wirkungsgrad der Gleichrichter gewählt, weil es den Anschein hat, daß nur er die gewaltigen Stromstärken mit Vorteil liefern kann, welche hier benötigt werden. Hierzu kommt, daß der Gleichrichter durch irgendwelche Dämpfe oder Gase nicht angreifbar ist, wie z. B. das Kollektorkupfer oder die Bürstenhalter einer Maschine. Auch spielt gegenüber der großen Bürstenanzahl, welche die Maschinenumformer für hohe Stromstärken bekommen müßten, und der ungewöhnlichen Gefahr bei der Bürstenbedienung natürlich der Wegfall dieser Momente eine erhebliche Rolle. Die bis heute wirklich zur Ausführung gebrachten elektrochemischen Anlagen beschränken sich zur Zeit noch auf Gleichrichter für etwa 6000 A; es sind aber bereits solche für wesentlich höhere Stromstärken im Bau begriffen, und verschiedene Firmen haben bereits Gleichrichter bis zu den Stromstärken von 16000 A auf ihren Prüffeldern fertig in der Probe, Abb. 3a bis 3c.

*Die wichtigsten Erkenntnisse, welche zum Bau sehr großer Einheiten führten*

In den Anfängen des Gleichrichterbaues mußte man sich ganz besonders mit der Ausführung der „*Dichtung*“ beschäftigen, da der Gleichrichter von ihrer einwandfreien Beschaffenheit vollkommen abhängig ist. Eine gute Dichtung muß außer dem vollständigen Abschluß der Außenluft nach folgenden Anforderungen genügen: Sie muß unveränderlich bei Temperaturschwankungen dicht bleiben, sie darf keine Gase abgeben und sie muß bequem ein- und ausbaubar sein. Als erste Dichtung, die diesen Ansprüchen genügte, ist die „*Quecksilberdichtung*“ zu erwähnen. In der Folgezeit erwiesen sich auch eine ganze Anzahl anderer Dichtungen als zweckmäßig, so z. B. die Dichtung mit plastischen Metallen oder die Dichtung mit Gummiringen. Da aber das Vakuum eines Gleichrichters nicht nur von dem Schutz gegen das Eindringen der Außenluft, sondern auch von den aus den inneren Teilen des Apparates abgegebenen Gasen abhängt, so bedeutete die Benutzung der sog. „*Quecksilberdampfpumpen*“, welche außerordentlich rasch ein sehr hohes Vakuum zu erreichen gestatten, einen wesentlichen Fortschritt in der Vakuumtechnik des Großgleichrichters. Diese Pumpen werden heute von allen Gleichrichter bauenden Firmen angewendet und beruhen auf der Wirkung eines Quecksilberdampfstrahles, welcher alle Fremdgase mit Ausnahme des Quecksilberdampfes selber aus dem Gleichrichter in außerordentlich kurzer Zeit zu entfernen in der Lage ist. Die Quecksilberdampfpumpen arbeiten mit Hilfe einer Heizung, so daß



in sehr vielen Anlagen die rotierenden Pumpen entweder ganz still stehen oder doch nur von Zeit zu Zeit zu laufen brauchen.

Maßgebend für die Herstellung großer Gleichrichter sind, was nicht zu vergessen ist, auch die großen Fortschritte der „Schweißtechnik“ gewesen, da für Gleichrichter ausschließlich gewalztes Material für die Vakuumkessel benutzt werden kann. Die Nähte der Kessel werden innen und außen verschweißt.

Mit diesen Mitteln gelang es, die Schwierigkeiten, welche sich während der Entwicklung der Gleichrichter dargeboten haben, alle bis auf eine zu beseitigen, welche allerdings längere Bemühungen aller Gleichrichter bauenden Firmen notwendig machte, dies ist die Gefahr der „Rückzündungen“, worunter man im allgemeinen den Verlust der Ventilwirkung des Gleichrichters und damit einen Kurzschluß innerhalb des Gleichrichters bezeichnet. In den letzten drei Jahren sind indessen — im wesentlichen durch praktische Untersuchungen — die Möglichkeiten zur Beseitigung der Rückzündung soweit erforscht und erkannt worden, daß eine sichere Beherrschung derselben selbst bis zu den erwähnten hohen Stromstärken möglich ist.

#### *Beurteilung der gegenwärtigen Zuverlässigkeit*

Schon aus der Tatsache, daß neben anderen ein so lebenswichtiges Unternehmen wie die Berliner Stadt- und Ringbahn seit 2 Jahren einen einwandfreien Betrieb ganz allein mit Hilfe großer Quecksilberdampf-Gleichrichter-Einheiten für 800 V und 2000 A führt, kann man schließen, daß auch die letzte erwähnte Schwierigkeit wirklich überwunden ist. Noch mehr zeigt dies natürlich die bereits erfolgte Inbetriebnahme der erwähnten noch größeren Einheiten und die Ziele, auf welche die Gleichrichtertechnik zur Bewältigung sehr großer Stromstärken hinsteuert.

Die Betriebssicherheit des Gleichrichters hängt im übrigen von der Zuverlässigkeit seiner einzelnen Bestandteile ab. Hierüber ist hinsichtlich der Dichtungen zu sagen, daß sich diese durchweg in sämtlichen Ausführungsformen gut bewährt haben. Die Dichtungen werden insbesondere durch die Anwendung automatisch zeigender, auf elektrischem Wege wirkender Vakuummesser kontrolliert. Eine Verschlechterung des Vakuums, die außerdem noch durch ein Signal angezeigt werden kann, ist dadurch sofort bemerkbar, und es kann, falls sie an den Dichtungen liegt, leicht die entsprechende Abhilfe geschehen. Im allgemeinen zählen aber derartige Vorkommnisse zu den größten Seltenheiten. Die Quecksilberdampf-Großgleichrichter werden sämtlich mit Wasserkühlung ausgeführt und sind dadurch natürlich von der Sicherheit der Wasserversorgung abhängig. In den heutigen Apparaten wird diese Sicherheit durch Druckregler bewirkt, die von der Temperatur abhängen, bei mehr Temperatur auch mehr Wasser fließen lassen und im Gefahrfalle ein Signal abgeben. Hinzuweisen ist im Punkte der Wasserversorgung insbesondere darauf, daß die in den Gleichrichtern liegenden Wasserkäule ziemlich vielgestaltig sind und daß aus diesen Gründen stets ein gutes Wasser, das nicht zur Absatzbildung neigt, gefordert werden

muß. Ist dies nicht vorhanden, so muß die Gleichrichteranlage mit einem Rückkühler mit selbständiger Pumpe ausgerüstet werden.

Mit allen diesen Einrichtungen versehen, kann der Gleichrichter heute als ein außerordentlich zuverlässiger Apparat angesprochen werden. Es hat in der Natur der Entwicklung gelegen, daß in den vergangenen

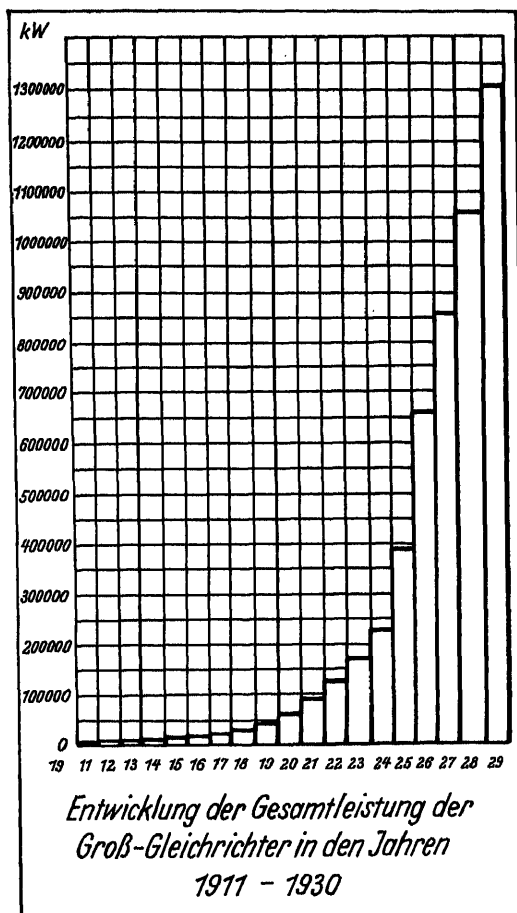


Abb. 4.

Jahren der Gleichrichter vielfach dazu berufen war, parallel mit vorhandenen Maschinenanlagen zu arbeiten oder diese zu ersetzen. Aus allen diesen Anlagen kann man heute nur ein einstimmiges Lob dieser neuen Errungenschaft der Technik vernehmen. Die immer wieder eingehenden Nachbestellungen sind im Verein mit diesem Urteil ein Beweis für Güte und Betriebssicherheit des Großgleichrichters. Abb. 4 zeigt den Anstieg des Gesamtumsatzes von drei Firmen in den Jahren seit 1911.

### Die wichtigsten Angaben über größere Glasgleichrichter

Parallel zu den Großgleichrichteranlagen hat sich der Glasgleichrichter auch ein sehr ausgedehntes Anwendungsgebiet erobert. Neben den vorn erwähnten Vorzügen des Gleichrichters überhaupt für die Aufgaben der Licht- und Kraftversorgung möge erwähnt sein, daß er sich ausgesprochen zur Spitzendeckung in Unterwerken eignet, die nur einen Teil des Jahres in Betrieb sind, da er während der Ruhezeit im Gegensatz zum Großgleichrichter keine Vakuumhaltung braucht. Seine weite



Abb. 5. Großer Gleichrichterkolben für 400 A.

Verbreitung verdankt er vor allem seinem niedrigeren Preis für die Einheitsleistung. In Grenzfällen, wo es wegen der Größe der Leistung fraglich ist, ob Großgleichrichter oder Glasgleichrichter zu wählen sind, wird man vorzugsweise nach diesem Gesichtspunkt entscheiden.

Die Glasgleichrichtergefäße haben sich ebenfalls in ganz erfreulicher Weise nach oben entwickelt und müssen heute als glastechnische Kunstwerke angesprochen werden. Die Grenze für luftgekühlte Glasgleichrichter kann heute bei 500 A gelegen angegeben werden. Die Herstellung derartig großer Kolben hängt von der verwendeten Glassorte ab. Eine weitere Steigerung der Stromstärke ist durch äußere oder innere Kühlung mit Flüssigkeiten möglich und ist versuchsweise bei den ver-

schiedenen Glasgleichrichter bauenden Firmen auch bereits ausgeführt worden. Wie weit dann die Stromstärkensteigerung noch gehen wird, läßt sich zur Zeit nicht voraussagen, um so mehr als damit verbundene betriebstechnische Nachteile, wie z. B. die Beschaffung des erforderlichen Kühlmittels, noch nicht zur Erstellung vieler Anlagen geführt haben. Im allgemeinen steht man auf dem Standpunkt, daß gerade der Glasgleichrichter eine möglichst einfache Anlage sein soll, die möglichst bewegte Teile vermeiden soll, weshalb man nicht so leicht an die Kühlung des Gleichrichters mit Hilfe bewegter Flüssigkeiten herangeht.

Abb. 5 gibt einen Begriff von einem Glasgleichrichter für 400 A.

Das Anwendungsgebiet des Glasgleichrichters wird hauptsächlich durch seinen vorn erwähnten niedrigeren Preis für die Einheitsleistung

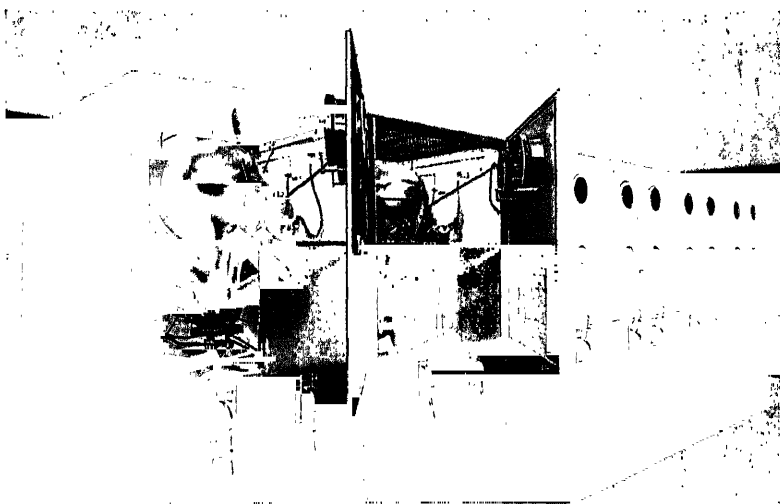


Abb. 6. Bahn-Glasgleichrichter für  $6 \times 300$  A, 660 V.

bestimmt. Besonders ausschlaggebend sind außerdem für ihn oft die Vorteile der geringsten Bedienung und der einfachsten Automatik. Er wird deswegen auch für die niedrigeren Spannungen wie 220 V sehr häufig gebraucht. Dagegen ist die praktische Anwendung der Glasgleichrichter für höhere Spannungen vorläufig noch nicht so ausgedehnt. Bis 660 V sind die Anlagen noch häufig, hierüber jedoch selten, und man ist wohl in Starkstromanlagen bislang noch nicht über 1650 V mit Glasgleichrichtern hinausgegangen (z. B. Zugspitzbahn). Die Erzeugung höherer Spannungen (z. B. 3000 V) ist aber durchaus möglich. Für Spezialzwecke sind kleinere Glasgleichrichter bereits bis 12000 V gebaut worden. Sehr gut bewährt hat sich der Glasgleichrichter für die Bahnspannungen von 660 bis 800 V für kleine und mittlere Bahnanlagen, wobei auch die Parallelschaltung ziemlich vieler Gefäße, Abb. 6, sehr gute Betriebsergebnisse geliefert hat. Die Leistungs-

steigerung und zugleich die Rückzündungsbekämpfung erfolgten mit den gleichen Mitteln wie im Großgleichrichter. Die Kühlung des Glasgleichrichters, die ja ebenso nötig ist, wird durch kräftiges Anblasen mit Ventilatoren erzielt und durch geeignete Führung der Kühlluft möglichst intensiv gestaltet. Abb. 7 zeigt einen Gleichrichter mit den erforderlichen Kühlungseinbauten.

Da die Rücksichtnahme auf die Kondensationsverhältnisse und die Abschirmung der Anoden vor zu vielem Dampf mitunter, solange der

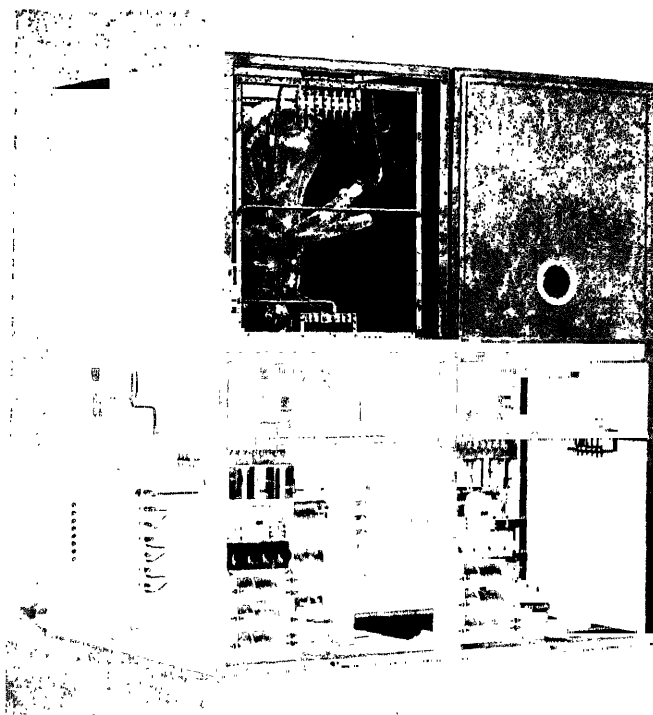


Abb. 7. Glasgleichrichterschrank mit Gebläse und technischem Zubehör für  $2 \times 350$  A.

Apparat noch nicht erwärmt ist, das Ansprechen der Anoden erschwert, werden diese heute fast immer mit sog. Zündbelägen ausgeführt (Abb. 5).

In der konstruktiven Ausführung der Glasgleichrichter sind einige bemerkenswerte Punkte hinsichtlich der Behandlung der Kolben anzuführen. Da man bei Glas stets mit Bruch rechnen muß, so muß auf eine leichte Zugänglichkeit des Kolbens geachtet werden. Es kann daher der Kolben stets durch eine geeignete Tür herausgenommen oder mittels einer besonders gebauten Haltevorrichtung aus dem Schaltschrank ausgefahren werden. Um das Einsetzen des Kolbens noch weiter zu vereinfachen, hat man auch besondere Gestelle, die gleich mit dem Kolben

in die Schaltschränke eingeschoben werden, konstruiert. Sie sind zugleich so ausgeführt, daß der Kolben darin auf der Bahn versandt werden kann, so daß er überhaupt nicht mit Hand angefaßt zu werden braucht, sondern nur das Gestell hantiert wird.

Der Glasgleichrichter hat sich auch eine Verwendung für Hilfsfahrzeuge erobert, die bei elektrischen Bahnen insbesondere da in Betracht kommen, wo mit Hochspannung von 15000 V gefahren wird und manche Gleise keine Fahrleitung erhalten sollen. Er arbeitet dann in Fahrzeugen, die Rangierzwecken dienen oder die Betriebsgleise mit defekten Fahrleitungen befahren sollen. Meist wird der Gleichrichter hier in Verbindung mit einer Akkumulatorenbatterie verwendet, die zum Befahren des Gleises auf spannungslosen Strecken dient, während sie durch den Gleichrichter auf den spannungsführenden Strecken wieder aufgeladen wird. Der Gleichrichter speist außer der Batterie natürlich auch die Fahrmotoren.

### Summary

After giving a short historical survey of the development of rectifiers and of their importance in electrical engineering, the authors discuss the chief applications of the metal-clad rectifier and the methods that have been adopted to increase the capacity of rectifiers to 8000 kW per unit. Reference is also made to the great reliability of this apparatus. The paper concludes with some remarks on the application of large glass rectifiers.

Dieser Bericht entstand unter Mitarbeit von:

*Ohr. Krämer*, Berlin;

*Dipl.-Ing. K. Landsmann*, Berlin.

Schweiz

## Neue Errungenschaften auf dem Gebiete der Gleichrichter

Schweizerisches Nationalkomitee

St. Widmer

### Allgemeines

Bei den Quecksilberdampfgleichrichtern, die sonst gegenüber den rotierenden Umformern eine Reihe ganz wesentlicher Vorteile besitzen, traten mitunter Erscheinungen auf, die auf den Betrieb unangenehm einwirkten.

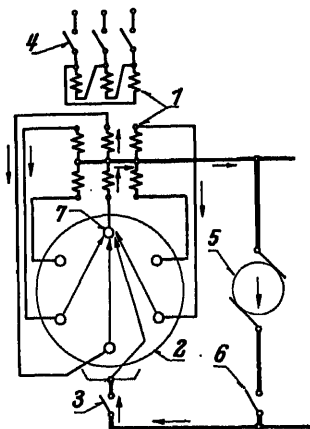


Abb. 1. Verlauf der Ströme bei Rückzündung in einem Gleichrichter.

1 = Gleichrichtertransformator, 2 = Gleichrichter, 3 = Kathodenschalter, 4 = Transformatorschalter, 5 = Gleichstromgenerator, 6 = Gleichstromschalter, 7 = Rückzündende Anode.

Es waren dies die sog. Rückzündungen (im folgenden nur noch mit RZ bezeichnet). Eine RZ entsteht dadurch, daß die Ventilwirkung einer Anode aus irgendeinem Grunde versagt, so daß der Strom der gesunden Anoden auf die kranke Anode fließt, wodurch im Gleichrichter ein Kurzschluß des Transformators entsteht. Arbeitet der Gleichrichter dabei gleichzeitig parallel mit andern Gleichstromquellen, so entsteht über die RZ-Anode ebenfalls ein Kurzschluß auf das Gleichstromnetz. In Abb. 1 ist durch Pfeile der Verlauf dieser Kurzschlußströme eingezeichnet.

Die Unschädlichmachung von RZ bzw. deren Unterdrückung waren daher stets die Hauptaufgaben beim Gleichrichterbau.

Nachfolgend sollen nun einige der von Brown Boveri vorgeschlagenen und entwickelten Einrichtungen zur Unschädlichmachung bzw. Unterdrückung von RZ aufgeführt werden.

### 1. Löschen von RZ im Gleichrichter

Aus der Literatur ist bekannt, daß in einem Entladungsrohr, bei dem zwischen Anode und Kathode ein sog. Gitter angeordnet ist, ein intermittierender Lichtbogen gesperrt werden kann, wenn das Gitter gegenüber der Kathode negativ aufgeladen wird. Sobald jedoch die negative Ladung weggenommen wird, setzt der Lichtbogen wieder ein. Der physikalische Vorgang dieser Erscheinung ist kurz folgender:

Durch negatives Aufladen des Gitters bildet sich um das Gitter herum eine positive Raumladung von ziemlicher Dicke. Das elektrische Feld im Bereich dieser Raumladung verhindert nun, daß genügend Elektronen, die die eigentlichen Stromträger sind, von der Kathode gegen die Anode anlaufen und daselbst ionisieren können, weil dieses elektrische Feld alle Elektronen, die in ihren Bereich kommen, zurückstößt. Ein Gleichstromlichtbogen kann jedoch durch diese Maßnahme nicht zum Verlöschen gebracht werden, weil die Dicke der Raumladung, bzw. des elektrischen Feldes, auf dem Gitter zu gering wird infolge der starken vorhandenen Ionisation in der Hülse, erzeugt durch den Lichtbogen selbst, so daß Elektronen ungehindert zwischen den Gitterstäben hindurchgelangen.

Werden nun solche Gitter z. B. in einem mehrphasigen Gleichrichter angeordnet, wo jede Anode je nach Transformatorschaltung pro Periode ca.  $60^\circ$  bzw. ca.  $120^\circ$  el. brennt, so ist es ohne weiteres möglich, durch Aufladen und Entladen dieser Gitter den Kathodenstrom vom Gleichrichter beliebig zu unterbrechen bzw. wieder einzuleiten.

Werden nun bei einem Gleichrichter, der allein auf ein Netz mit Ohmschem Widerstand oder auf ein Netz ohne Gegenspannung arbeitet, im Falle einer RZ die Gitter sofort an negative Spannung gelegt, so werden sämtliche gesunden Anoden, die in diesem Moment noch stromlos sind, nicht mehr gezündet und diejenigen Anoden, die auf die RZ-Anode noch Strom abgeben, nach ihrem Verlöschen ebenfalls nicht mehr gezündet. Dadurch wird der Strom auf die RZ-Anode Null, d. h. der Gleichrichter verlöscht bis auf die Erregung, und der Kathodenfleck auf der RZ-Anode verschwindet. Wird nun die negative Spannung von den Gittern weggenommen, so setzt die Belastung des Gleichrichters sofort wieder ein. Eine neue RZ tritt nicht mehr ein, weil die Ursache bzw. der Erreger der vorangegangenen RZ durch den Kathodenfleck bereits weggebrannt wurde.

Das Löschen des Vorwärtstromes eines 6-Phasengleichrichters im normalen Betrieb erfolgt, wie aus Abb. 2 zu ersehen ist, nach Anlegen der negativen Spannung an die Gitter innerhalb  $120^\circ$  el. bzw. innerhalb  $0,0067$  s bei  $f = 50$ . Bei einer RZ, wo die Überlappung bzw. die Brenndauer der Anodenströme eine viel größere ist als bei Betriebsstrom, letztere nämlich ca.  $180^\circ$  el., erfolgt das Löschen der RZ in etwas längerer Zeit. Die Dauer der RZ verlängert sich außerdem noch durch die



Ansprechzeit des Relais, welches die Gitter an negative Spannung legt und auf RZ anspricht. Es mußten zu diesem Zwecke spezielle schnellwirkende Relais mit Ansprechzeiten von nur einigen tausendstel Sekunden konstruiert werden, und es braucht wohl kaum besonders erwähnt zu werden, daß die notwendigen Einrichtungen, wie Relais, Gitter,

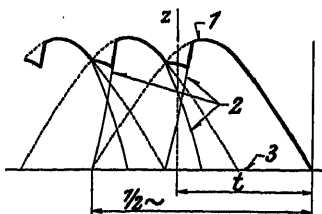


Abb. 2. Verlauf des Kathodenstromes beim Löschen eines Gleichrichters mit gesteuerten Gittern.

1 = Gleichrichterstrom, 2 = Anodenströme, 3 = Nulllinie des Gleichrichterstromes, z = Einsetzen der neg. Gitterspannung, t = Zeit, bis der Gleichrichter ausgelöscht ist.

Gitterzuleitungen usw., bis sie für obigen Zweck, d. h. zum Löschen der Kurzschlußströme bei RZ geeignet waren, eine längere Entwicklung durchmachen mußten.

Die prinzipielle Schaltung eines mit diesem Schutz ausgerüsteten Gleichrichters, der nur auf Ohmsche Widerstände arbeitet, ist aus

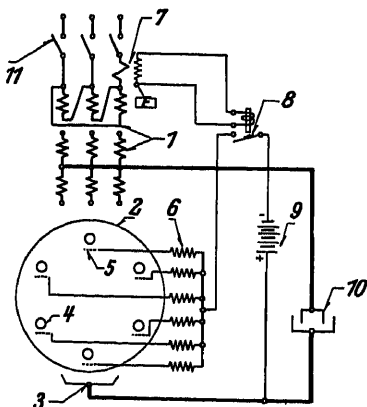


Abb. 3. Schaltung zum Löschen von Rückzündungen mit gesteuerten Gittern.  
1 = Gleichrichtertransformator, 2 = Gleichrichter, 3 = Kathode, 4 = Anoden, 5 = Anodengitter, 6 = Gittervorschaltwiderstände, 7 = Stromwandler, 8 = Rückzündungsrelais, 9 = Gitterspannung (Batterie), 10 = Belastungswiderstand, 11 = Ölswitcher des Transformators.

Abb. 3 zu ersehen. Das auf RZ ansprechende Relais (kurz RZ-Relais genannt) wird hier vom Strom einer Primärphase betätigt, weil bei einer RZ auch der Primärstrom kurzschlußartig ansteigt.

Die nachstehend aufgeführten Versuche wurden an einem Gleichrichter mit Nennstrom 1000 A bei Frequenz 50 durchgeführt. Die Gleich-

spannung betrug 500 V. Der den Gleichrichter speisende Transformator hatte eine Typenleistung von 1500 kVA.

Um nun für die Versuche genügend RZ zu erhalten, wurde im Gleichrichter an einer Anode die Schutzhülse weggenommen und der Gleichrichter außerdem stark überlastet. Um aber die Zeit und den genauen Vorgang des Löschens oszillographisch aufnehmen zu können, mußten auch RZ im gewünschten Zeitmoment eingeleitet werden. Da dies mit den vorhandenen Mitteln nicht möglich war, so wurde für diesen Fall zu der in Abb. 4 aufgezeichneten Kunstschtaltung gegriffen. Danach wird eine Anode 14 über einen eingelegten Maximalschalter 13 durch Schließen eines Kurzschlußschützes 12 mit der Kathode 3 kurzgeschlossen, was einer RZ der Anode 14 gleichkommt, nur mit dem Unterschied,

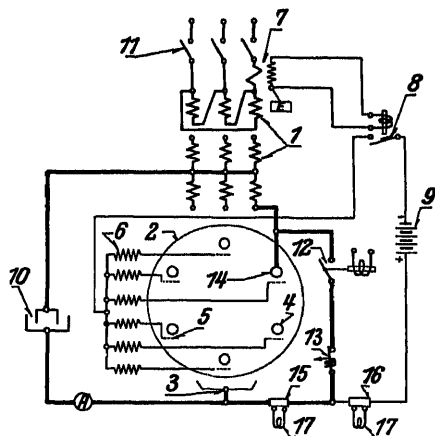


Abb. 4. Versuchsschaltung zum Löschen von Rückzündungen.

== Gleichrichtertransformator, 2 = Gleichrichter, 3 = Kathode, 4 = Anoden, 5 = Anodengitter, 6 = Gittervorschaltwiderstände, 7 = Stromwandler, 8 = Rückzündungsrelais, 9 = Gitterspannung (Batterie), 10 = Belastungswiderstand, 11 = Umschalter des Transformators, 12 = Kurzschlußschütz, 13 = Maximalstromschalter, 14 = Rückzündungsanode, 15 = Oszillographenshunt für Rückzündungsstrom, 16 = Oszillographenshunt für Gitterstrom.

daß die Kurzschlußströme von den übrigen Anoden jetzt über die Kathode 3 und eine Außenleitung zur RZ-Anode gelangen. Infolge des Kurzschlußimpulses löst der Maximalschalter 13 aus, seine totale Auslösezeit beträgt jedoch 0,03 bis 0,04 s. In dieser Zeit hat jedoch das RZ-Relais 8 angesprochen, die Gitter 5 an negative Spannung gelegt und sämtliche gesunden Anoden gesperrt, so daß der Schalter 13 ohne Stromabschaltung auslöst. Nur in den Fällen, in denen die RZ-Anode 14 im Moment des Öffnens von Schalter 13 gerade positiv war, wurde ihr Vorwärtsstrom, weil er durch die Außenleitung auf den Wasserwiderstand fließen kann und somit durch das Gitter nicht gesperrt wird, vom Schalter 13 abgeschaltet, was an der schwachen Funkenbildung am Schalter bemerkt wurde. Abb. 5 zeigt nun ein solches charakteristisches Oszillogramm der RZ-Auslöschung. Der Kathodenstrom vor der RZ betrug 730 A. Bereits 0,00275 s nach Einleiten der RZ hat das RZ-

Relais die Gitter an negative Spannung gelegt. Kurve 2 des Oszillogrammes zeigt den Ionenstrom, der infolge der negativen Ladung der Gitter abgeführt wird, und zwar ist dies der Strom von den Gittern der jeweils brennenden Anoden. Nach 0,0155 s ist der Gleichrichter verloscht und damit ist auch der Ionenstrom zu den Gittern, der dem Lichtbogen entzogen wurde, praktisch Null geworden. Nach Verlöschen der RZ gibt das Relais die Gitter sofort wieder frei und der Vorwärtsstrom setzt wieder ein. Die Dauer der RZ und damit der Betriebsunterbrechung ist so kurz, daß die RZ im Betrieb gar nicht oder kaum bemerkt wird. In der Regel erreicht der Kurzschlußstrom infolge des raschen Auslöschens der RZ nicht einmal seinen Endwert. Der Ölschalter des Gleichrichtertransformators löst selbst, wenn er auf Momentauslösung

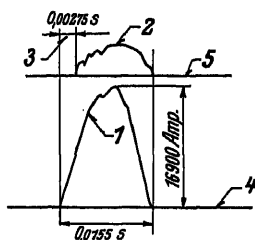


Abb. 5. Verlauf des Rückzündungsstromes beim Löschen der Rückzündung.  
1 = Rückzündungsstrom, 2 = Gitterstrom (Ionenstrom), 3 = Ansprechzeit des Rückzündungsrelais, 4 = Nulllinie des Rückzündungsstromes, 5 = Nulllinie des Gitterstromes.

eingestellt ist, infolge des kurzen Kurzschlußimpulses auf das Maximalstromrelais in der Regel nicht aus.

Arbeitet der Gleichrichter parallel zu einem Netz mit Gegenspannung, z. B. Gleichstrom-Nebenschlußmaschinen, Umformern oder anderen Gleichrichtern, so erfolgt das Löschen einer RZ nicht mehr so einfach. Wie aus Abb. 1 zu ersehen ist, fließt nun auch ein Rückstrom vom Netz über die Hg-Kathode zur RZ-Anode. Da dies ein pulsierender Gleichstrom ist, der den Wert Null nie erreicht und somit nicht von selbst auslöscht und auch mit den oben beschriebenen Gittern nicht gelöscht werden kann, so muß er durch weitere Hilfsmittel entweder unterdrückt oder unterbrochen werden.

Eine technisch ideale Lösung für diesen Betriebsfall wurde erfolgreich mit der Schaltung Abb. 6 ausprobiert. Danach wird der Rückstrom durch ein in die Kathodenleitung geschaltetes Entladungsgefäß 18 dank dessen Ventilwirkung vollständig unterdrückt. Der Nachteil der Schaltung ist nur der Mehrpreis der Anlage und der zusätzliche Spannungsabfall in diesem Hilfsgefäß, so daß sie vorläufig für die Praxis nicht in Frage kommt.

Als praktische Lösung wurde daher für solche Betriebsfälle in die Kathodenleitung ein Schnellschalter mit automatischer Wiedereinschaltung gelegt, wie dies aus Abb. 7 zu ersehen ist. Hier ist das RZ-Relais 8 in die Kathodenleitung gelegt und wirkt als polarisiertes Rückstromrelais. Das Oszillogramm in Abb. 8 zeigt den Rückstrom 2 vom Netz,

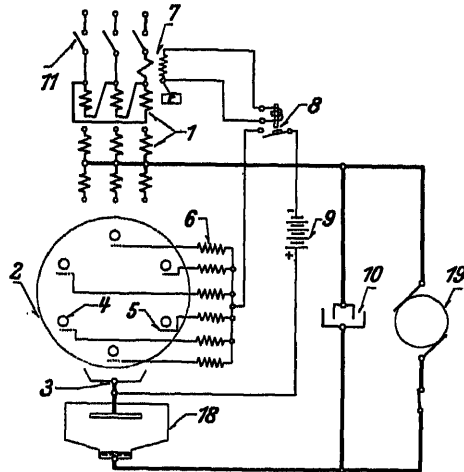


Abb. 6. Ideale Schaltung für Löschen von Rückzündungen bei Parallelbetrieb mit Gleichstromnetz.

1 = Gleichrichtertransformator, 2 = Gleichrichter, 3 = Kathode, 7 = Stromwandler, 8 = Rückzündungsrelais, 9 = Gitterspannung (Batterie), 10 = Belastungswiderstand, 11 = Ölschalter des Transformators, 18 = Entladungsgefäß (Binnanodengleichrichter), 19 = Gleichstromgenerator.

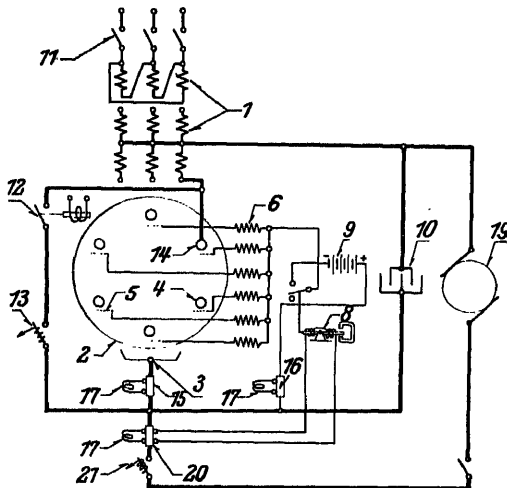


Abb. 7. Versuchseinrichtung zum Löschen von Rückzündungen bei Parallelbetrieb mit Gleichstromnetz.

1 = Gleichrichtertransformator, 2 = Gleichrichter, 3 = Kathode, 4 = Anoden, 5 = Anodengitter, 6 = Gittervorschaltwiderstände, 8 = Rückzündungsrelais, 9 = Gitterspannung (Batterie), 10 = Belastungswiderstand, 11 = Ölschalter des Transformators, 12 = Kurzschlußschütz, 13 = Maximalstromschalter mit automatischer Wiedereinschaltung, 14 = Rückzündungsanode, 15 = Shunt für Vorwärtsstrom und Rückzündungsstrom, 16 = Oszillographenschunt für Gitterstrom, 17 = Oszillograph, 19 = Gleichstromgenerator, 20 = Oszillographenschunt für Rückstrom und zugleich Shunt für Rückzündungsrelais, 21 = Schnellschalter.

der 3200 A erreicht und in 0,0187 s vom Schnellschalter 21 abgeschaltet wird. Der RZ-Strom 1, der von den gesunden Anoden des Gleichrichters geliefert wird, erreicht 16600 A und wird in 0,0146 s durch die Gitter gelöscht. Der ganze Vorgang spielt sich somit innerhalb 0,0187 s ab und der Gleichrichter ist nach Wiedereinschalten des Gleichstromschalters, was automatisch innerhalb 1 s geschieht, wieder auf das Gleichstromnetz belastet. Daß der RZ-Strom im Oszillogramm die gleiche Richtung hat wie der vorangegangene Belastungsstrom, geht aus Abb. 7 ohne weiteres hervor, da der RZ-Strom der gesunden Anoden zur Hg-Kathode 3 und durch den Shunt 15 geht, also im gleichen Sinne wie der Belastungsstrom.

Die hier angegebenen Schaltungen sind nebst einigen weiteren Varianten auf mehreren Anlagen mit Erfolg ausgeführt worden und nur dem Umstande, daß inzwischen noch einfachere Mittel als RZ-Schutz

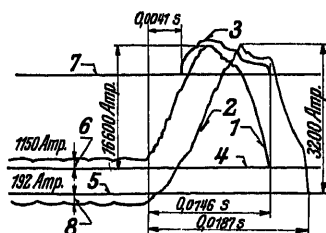


Abb. 8. Verlauf des Rückzündungsstromes im Gleichrichter und des Rückstromes vom Gleichstromnetz bei Löschen der Rückzündung.

1 = Rückzündungsstrom des Gleichrichters im Shunt 15, 2 = Rückstrom vom Gleichstromgenerator im Shunt 20 Abb. 7, 3 = Gitterstrom, 4 = Nulllinie des Kathodenstromes, 5 = Nulllinie des Stromes des Gleichstromgenerators, 6 = Strombelastung des Gleichrichters 1150 A, 7 = Nulllinie des Gitterstromes, 8 = Belastungsstrom auf Gleichstrommotor.

gefunden worden sind, ist es zuzuschreiben, daß nicht eine viel größere Zahl von Gleichrichtern so ausgerüstet wurde.

Die hauptsächlichsten Vorteile, die durch das rasche Löschen der RZ erreicht worden sind, sind kurz folgende: Die RZ, die sonst bis zur Abschaltung durch den Ölschalter des Gleichrichtertransformators ca. 0,1 bis 0,2 s dauerte, wird jetzt auf 0,012 bis 0,02 s abgekürzt, wodurch der Kurzschlußstrom meistens gar nicht auf seinen vollen Wert ansteigen kann.

Die Zerstäubung der RZ-Anode im Gleichrichter durch den Kurzschlußstrom ist nur noch ca.  $\frac{1}{10}$  von früher.

Die Einwirkung der RZ auf das Netz wird praktisch Null.

Der Gleichrichtertransformator wird bedeutend weniger beansprucht.

Der Ölschalter des Gleichrichters hat keine Leistung mehr abzuschalten und löst in der Regel auch nicht mehr aus.

Die Betriebsstörungen sind daher auf ein Minimum reduziert oder gleich Null.

## 2. Löschen von Netzkurzschlüssen im Gleichrichter

Es ist nun ganz klar, daß mit dem für die RZ-Auslöschung entwickelten Gitter auch jeder noch so große Vorwärtsstrom im Gleichrichter, also auch

Kurzschlüsse im Gleichstromnetz abgeschaltet werden können. Abb. 9 zeigt die Schaltung einer solchen Versuchseinrichtung. Das Oszillogramm Abb. 10 zeigt den Verlauf des Kurzschlußstromes und des

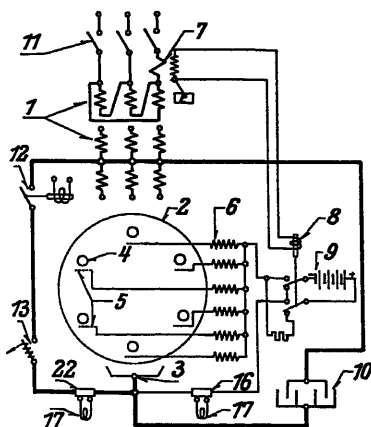


Abb. 9. Versuchsschaltung zum Löschen von Kurzschlüssen auf der Gleichstromseite des Gleichrichters.

1 = Gleichrichtertransformator, 2 = Gleichrichter, 3 = Kathode, 4 = Anoden, 5 = Anodengitter, 6 = Gittervorschaltwiderstände, 7 = Stromwandler, 8 = Kurzschlußrelais, 9 = Gitterspannung (Batterie), 10 = Belastungswiderstand, 11 = Ölswitcher des Transformators, 12 = Kurzschlußschütz, 13 = Maximalstromschalter, 16 = Oszillographenschunt für Gitterstrom, 17 = Oszillograph, 22 = Shunt für Kurzschlußstrom.

Ionenstromes auf die Gitter. Innerhalb 0,0035 s nach Einsetzen des Kurzschlusses hat das Relais 8 angesprochen und in 0,0138 s ist der Gleichrichter ausgelöscht. Das Oszillogramm in Abb. 11 zeigt den Ver-

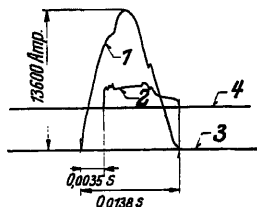


Abb. 10.

Verlauf des Kurzschlußstromes beim Löschen des Gleichrichters durch gesteuerte Gitter.

1 = Kurzschlußstrom, 2 = Gitterstrom, 3 = Nulllinie des Kurzschlußstromes, 4 = Nulllinie des Gitterstromes.

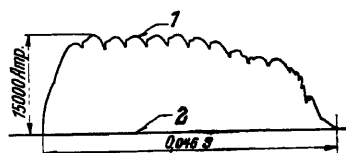


Abb. 11.

Verlauf des Kurzschlußstromes bei Abschalten desselben durch einen Schalter.

1 = Kurzschlußstrom, 2 = Nulllinie des Gleichstromes.

lauf des Kurzschlußstromes, wenn die Leitung für die Gitterladung unterbrochen ist und der Kurzschlußstrom nicht im Gleichrichter, sondern vom Schalter 13 vollständig abgeschaltet wird. Der Gleichrichter wurde bei diesen Versuchen von einem 800 kVA-Transformator gespeist.

Die Gleichspannung betrug 680 V. Das Abschalten von Kurzschlüssen im Gleichstromnetz durch die Gitteraufladung ist bis zu 3000 V Gleichspannung mit vollem Erfolg durchgeführt worden. Prinzipiell wäre es somit durch diese Art Stromabschaltung möglich, auf Ölschalter vor dem Gleichrichtertransformator und Schnellschalter auf der Gleichstromseite zu verzichten und an deren Stelle bloß Trennmesser zu setzen, wobei jedoch für den RZ-Fall in die Kathodenleitung das bereits oben beschriebene Entladungsgefäß als Rückschlagventil eingebaut sein müßte. Wenn auch heute noch nicht alle beim Löschvorgang sich abspielenden Vorgänge restlos aufgeklärt sind, und sich daher die Einrichtung auch noch nicht mit 100proz. Sicherheit an allen Gleichrichtertypen, speziell bei den größten, verwerten läßt, so wird der Anwendung dieser Einrichtung doch sicher noch eine große Zukunft bevorstehen.

Zu bemerken ist noch, daß je nach der Art der Dimensionierung und Anordnung der Gitter ein ausgelöschter Gleichrichter nach Wegnehmen der negativen Spannung von den Gittern mitunter nicht mehr von selbst zündet, sondern daß für solche Fälle an die Gitter vorübergehend eine positive Spannung angelegt werden muß, wobei die Gitter zu Anoden werden und dadurch ionisierter Hg-Dampf vor die Hauptanoden gelangt, wodurch die Zündung eingeleitet wird. Auch hat sich gezeigt, daß das RZ-Relais auf keinen Fall vor dem vollständigen Verlöschen der RZ die negative Spannung an den Gittern aufheben darf. Um diesen beiden Fällen gerecht zu werden, wurde das Relais als Umschaltrelais, wie dies Abb. 9 zeigt, ausgebildet und mit einer Ausschaltverzögerung von ca. 0,03 s versehen. Zur Ladung der Gitter wurde eine Gleichspannung von 50 bis 150 V verwendet. Bei höherer Spannung trat leicht Zündung der Gitter ein. An Stelle von Gleichspannung zur Gitterladung wurde auch Wechselspannung oder beide Arten Spannung kombiniert verwendet, wobei natürlich die Phasenlage der Gitterspannung am günstigsten gewählt wurde.

### 3. Verhütung von RZ an Gleichrichtern

Gemäß dem Sprichwort: „Vorbeugen ist besser als heilen“ hat man sich mit dem raschen Verlöschen der RZ nicht begnügt, sondern hat durch eingehende Versuche nach Mitteln und Wegen gesucht, die RZ überhaupt zu unterdrücken. So wurde u. a. eine Einrichtung geschaffen, mit der die Gleichrichter bei vollem Strom und hoher Sperrspannung praktisch verlustlos auf ihre Betriebssicherheit geprüft werden sollten. Die Einrichtung geht im Prinzip und schematisch aus Abb. 12 hervor. Die Sekundärphasen der beiden Transformatoren stimmen in der Phasenlage miteinander überein. Der Einfachheit halber wird die Wirkungsweise nur für eine Anode erläutert. Der Umschalter 4, der in Wirklichkeit ein Schleifring mit Kontaktsegment ist und von einem Synchronmotor angetrieben wird, verbindet die Anode  $V$  mit der Phase  $V_1$ , wenn ihr Potential positiv geworden ist, d. h. kurz bevor die Anode  $V$  Vorwärtsstrom abgeben wird, und er löst die Verbindung wieder, nachdem der Lichtbogen verlöscht ist. Darauf wird die Anode  $V$  an die Phase  $V_2$  gelegt und zwar in dem Moment, in dem ihre Spannung negativ wird und

bleibt in dieser Stellung während  $180^\circ$  el., d. h. bis die Spannung von  $V_2$  wieder positiv wird. Auf diese Weise können die Anoden während ihrer vollen Brenndauer mit Vollast- oder Überlaststrom bei ganz geringer

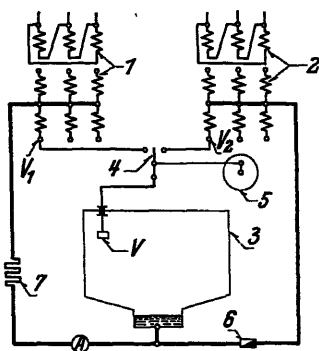


Abb. 12. Einrichtung zur verlustlosen Prüfung von Gleichrichtern.

1 = Hochstromtransformator 400 kVA für hohen Gleichstrom und kleine Gleichspannung (Phasenspannung 50 V), 2 = Hochspannungstransformator 5 kVA für kleinen Strom und hohe Spannung, 3 = Gleichrichter, 4 = Umschalter, 5 = Synchronmotor, 6 = Sicherung, 7 = Belastungswiderstand.

Betriebsspannung belastet und während  $180^\circ$  el., d. h. während des größten Teiles der Sperrzeit, hoher sinusförmiger, negativer Spannung unterworfen werden. Die zwischen Kathode und Anode auftretende Spannung bei obiger Schaltung ist aus Oszillogramm Abb. 13 zu ersehen. Tritt eine RZ auf, so ergibt dies einen Kurzschluß für den Transforma-

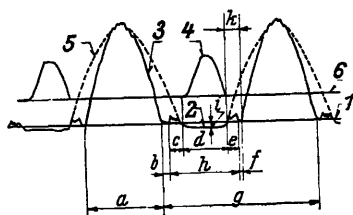


Abb. 13. Spannung zwischen Anode und Kathode bei verlustloser Prüfung von Gleichrichtern.

1 = Kathodenpotential, 2 = Spannung Anode-Kathode, wenn  $V$  an  $V_1$  liegt, während Zeit  $h$ , 3 = Spannung Anode-Kathode, wenn  $V$  an  $V_2$  liegt, während Zeit  $a$ , 4 = Anodenstrom, 5 = Spannung Anode-Kathode bei Normalbetrieb eines Gleichrichters, 6 = Nulllinie des Anodenstromes,  $a$  Dauer der neg. Spannung ( $180^\circ$ ) Anode an  $V_2$ ,  $b$  Dauer, während welcher Anode  $V$  von beiden Transformatoren abgetrennt ist,  $c$  neg. Spannung vom Stromtransformator, Anode  $V$  an  $V_1$ ,  $d$  Brenndauer der Anode ( $100^\circ$ ),  $e$  neg. Spannung vom Stromtransformator, Anode  $V$  an  $V_1$ ,  $f$  Dauer, während welcher Anode  $V$  von beiden Transformatoren abgetrennt ist,  $g$  eine volle Periode ( $360^\circ$ ),  $h$  totale Dauer, während der Anode  $V$  an  $V_1$  liegt,  $i$  Spannungsabfall des Lichtbogens,  $k$  Dauer, während welcher die normale neg. Sperrspannung zu spät einsetzt ( $35^\circ$ ).

tor 2, wobei die Sicherung 6 durchgeht. Die Versuche haben nun gezeigt, daß mit dieser Einrichtung trotz Aufdrücken von höherer negativer Spannung während der Sperrzeit als solche im Normalbetrieb vorkam, die Zahl der aufgetretenen RZ gegenüber bei normalem Betrieb sehr



klein war. Der prinzipielle Unterschied zwischen beiden Betriebsarten liegt darin, daß bei Normalbetrieb unmittelbar nach dem Verlöschen des Lichtbogens das negative Potential der Anode rasch ansteigt, siehe eingezeichnete Kurve 5 in Abb. 13, während dies bei der Kunstschaltung Abb. 12 nicht der Fall ist, da dort anfänglich nur die geringe Spannung des Stromtransformators wirkt, darauf die Anode sogar einen kurzen Moment ganz spannungslos ist und erst nachher einer rasch ansteigenden negativen Spannung, siehe Kurve 3, des Spannungstransformators ausgesetzt wird. Vom Moment des Verlöschens des Vorwärtslichtbogens bis zum Einsetzen der eigentlichen hohen Sperrspannung vergeht nach Abb. 13 die Zeit  $k$ , nämlich ca.  $35^\circ$  el. An Hand dieser Feststellung konnte der wichtige Schluß gezogen werden, daß die RZ in ihrer großen Mehrzahl nicht dann auftreten, wenn an den Anoden die maximale negative Sperrspannung herrscht, sondern daß sie meistens unmittelbar nach dem Verlöschen des Vorwärtslichtbogens entstehen. Die RZ-Disposition kann verschiedener Art sein, z. B. Punkte sehr hoher Temperatur (Glühkathoden) auf der Anode. Metaldampf vor den Anoden, her-rührend von Anodenzerstäubung. Starke Restionisation. Großer Hg-Dampfdruck usw. Alle diese Störfaktoren verschwinden jedoch fast vollständig in kürzester Zeit nach Verlöschen des Lichtbogens. Wenn es also möglich ist, unmittelbar nach dem Verlöschen des Vorwärtslichtbogens für kurze Zeit  $k$  das Ansteigen der negativen Spannung 5, Abb. 13, an der Anode zu verhüten, so sollte dadurch schon die größte Zahl der RZ verhindert werden können. Eine solche Lösung wäre z. B. theoretisch dadurch möglich, daß der Phasenspannung des Gleichrichtertransformators eine Oberwelle mit einer derartigen Form aufgedrückt wird, daß die Phasenspannung während der Zeit  $k$  in Abb. 13 von der Kathodenspannung wenig verschieden ist. Andererseits muß es aber auch möglich sein, solche RZ zu verhindern, wenn durch gewisse Mittel die Zündspannung für die RZ-Einleitung vergrößert werden kann. Ein solches Mittel besteht im Einbau von rostartigen, metallischen Gebilden, sog. Gittern, in die Anodenhülsen vor die Anoden. Das Gitter besteht aus konzentrischen, ineinandergeschobenen Zylindern, die durch Querrippen untereinander und mit der Hülse verbunden sind. Diese Art Gitter hat den Vorteil, neben einfachster Ausführung bei größter Oberfläche die kleinste Reduktion des Lichtbogendurchtrittes zu verursachen. Die Wirkung der Gitter ist mannigfacher Art und kurz folgende:

Infolge der negativen Aufladung der Gitter durch die sehr schnellen Elektronen während und kurz nach dem Verlöschen des Lichtbogens verhindern sie, daß die von den evtl. vorhandenen Glühpunkten emittierten Elektronen in den Raum unterhalb der Gitter austreten und dadurch einen RZ-Lichtbogen einleiten.

Der Vorwärtslichtbogen erleidet beim Durchgang durch die Gitter einen gewissen Spannungsabfall. Diese werden dadurch sehr heiß und strahlen Wärme an ihre Umgebung aus. Dadurch wird die Hg-Dampf- und Restgasdichte um die Gitter und vor den Anoden während des Brennens und nach dem Verlöschen der Anode heruntersetzt, was

andererseits die Zündspannung heraufsetzt und zwar nicht nur unmittelbar nach dem Verlöschen, sondern auch während der ganzen Sperrzeit der Anoden. Die Hg-Dampfdichte bei konstantem Druck ist umgekehrt proportional der absoluten Temperatur des Dampfes. Durch die Gitter wird außerdem die Glimmentladung derart beeinflusst bzw. die Raumladung verändert, daß nicht mehr die ganze Oberfläche der Anode von den Ionen bombardiert wird und damit weniger Stellen zu RZ gereizt werden. Abb. 14 zeigt die Stirnfläche einer Anode eines Hochspannungsgleichrichters mit eingebautem Gitterschutz nach längerem Betrieb bei 13000 V Gleichspannung. Die blanken Stellen sind Aufprallstellen von Ionen und dadurch entstanden, daß daselbst Material abgestäubt worden ist, während die übrigen dunkeln Felder durch die Gitterstäbe und -ringe geschützt worden sind, also von Ionen gar nicht getroffen wurden.



Abb. 14. Anode eines Hochspannungsgleichrichters nach langem Dauerbetrieb mit 13000 V Gleichspannung, dessen Anoden durch Gitter geschützt waren.

Es wird nun aus verschiedenen Gründen von Interesse sein zu erfahren, daß die A.-G. Brown Boveri es war, die zum erstenmal, und zwar bereits im Juli 1927, Gleichrichter auf Anlagen mit solchen Gittern ausgerüstet hat, nachdem dieselben bereits vorher im Prüfraum während langer Versuche entwickelt worden waren. Die damit erreichten Erfolge waren durchschlagend, so daß in der Folge noch fast alle schon gelieferten Gleichrichter nachträglich mit diesem Schutz ausgerüstet wurden, und heute überhaupt alle Gleichrichter damit versehen werden. Dieser Gitterschutz hat es ermöglicht, die Leistung der bisherigen Typen zu erhöhen. Es ist z. B. die Nennstromstärke der bisherigen 1000 A-Type auf 1600 A erhöht worden. Außerdem hat dieser Gleichrichterschutz es ermöglicht, Gleichrichter größter Typenleistung zu bauen, wie die nachstehende, heute vorhandene Typenreihe zeigt.

Type A 26a	A 26b	A 46a	B 46a	B 46b	A 612c	B 612c	B 612d	A 712
Amp. 640	800	1000	1250	1600	2000	2500	3200	4000
Type B 712	B 712a	A 924	B 924	B 1024				
Amp. 5000	6400	10000	12000	16000				

## Summary

Thanks to their undeniable advantages as compared to rotary converters, mercury arc rectifiers for big outputs have already found a wide field of utilisation. Back-firing remained, however, the one more or less serious trouble to be met with in the operation of rectifiers. It was, therefore, the main object of rectifier builders to make back-firing harmless or to eliminate it altogether.

In this article, a description is given of processes and devices for:

1. Extinguishing back-fires in rectifiers in less than one period.
2. Cutting out short circuits on the d. c. system in the rectifier itself.
3. Complete suppression of back-fires.

1. This object is attained by placing a kind of grid in the anode sleeve. If, now, when the rectifier is in service, these grids be connected to a source which is negative compared to the voltage of the cathode, the rectifier is extinguished. An extensive space charge is formed round the grid of those anodes which are not operating at the moment thus preventing a rush of electrons to the same anodes when later they become positive. The arc is thus prevented from rising again.

This physical process is utilised to extinguish back-fires by adding a relay which acts when a back-fire begins and which connects the grid to a source of negative voltage. When this occurs all the healthy anodes cease work and thus deprive of supply that anode which is back-firing.

In this way back-fires are extinguished within 0.012—0.02 seconds. The duration of back-fire is thus only one-tenth of what it used to be. The oil switch does not trip under such conditions and the rectifier trouble as well as the effects of the back-fire on the system can practically be ignored. Immediately after extinction of the back-fire the rectifier goes back into service.

If the rectifier which is back-firing is working in parallel with other sources of d. c. current, the back-current from the d. c. system must be cut out by a quick acting breaker as, up to date, it has not been found possible to arrest these back currents by means of grids. If, however, the quick acting breaker in question is provided with automatic reclosing device the trouble caused in such a case is practically nil.

2. The object here is attained in the same way as described in part 1. A relay which is designed to act in case of a short circuit current connects the grids to the negative pressure source thus causing the extinguishing of the rectifier.

3. A remedy was discovered in the following way: During tests which were being made it was noticed that back-fires take place in by far the greatest majority of cases just after the forward arc starts up and not after the anode has attained its maximum negative potential. The causes of back-fires are very varied, for instance: large remnant ionisation, metal vapour in front of the anodes, too high gas or mercury vapour density, glow spots on the anode (centres of emission). All these trouble factors disappear quickly, i. e. within 30 to 40 electrical degrees after the forward arc extinguishes. If, therefore, the rise of the negative voltage immediately after the extinguishing of the arc can be prevented during 30 to 40 electrical degrees or if the ignition voltage of the anode can be raised, it should be possible to suppress the majority of back fires.

A means to accomplish this was found to be the addition of a gridiron or grid placed in front of the anodes. This grid has various functions. The electrons travelling at high velocity charge the grid negatively and prevent those electrons passing through it which are emitted by the glowing spots on the anode, the grids thus increasing the ignition voltage. The forward current heats up the grids to

a high temperature and they in their turn heat the surrounding gases, thus diminishing the density of the latter and increasing their break down pressure. Further, the glow discharge in front of the anodes is so changed that the whole anode surface is no longer reached by the ions and therefore fewer parts of the surface are excited to give back-fires.

By building in these grids, it became possible to practically suppress back-fires and to make feasible the building of mercury arc rectifiers of big outputs. Further, the outputs of existing sizes have been thus increased. These grids were installed for the first time in practice and with complete success, in Brown Boveri plants in July 1927.

Japan

# Recent Developments of the Mercury-Inverter and its Applications with Particular Reference to the Construction of a "Rectiverter", namely, a Statical Frequency Changer

Department of Communications

*Dr. R. Mitsuda*

## I. Introduction

Mercury-inverter is a vacuum apparatus, in which mercury arcs are ignited freely and cut off automatically one after another between anodes and a common mercury cathode, by means of a rotating disc or discs to perform a simple statical inversion of electric currents from a D.C.

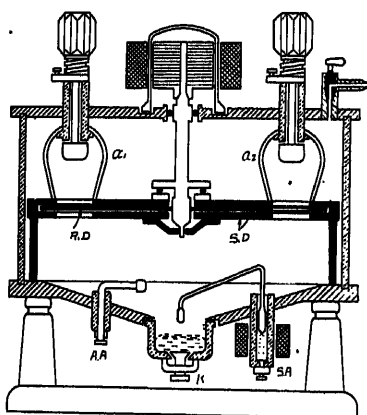


Fig. 1. Schematic View of a Mercury-Inverter.

to an A.C. The fundamental principle and a few fields of application of the apparatus have been read before the Tokyo Sectional Meeting of the World Power Conference held in 1929, together with the test records of an experimental set. For the sake of convenience, some parts of the paper may be quoted in the following:—

The Disc *RD* revolves with a certain required speed within a stationary confined chamber, *SD*, to which are holes open just under the anodes. When the arc holes of the disc coincide with those of the stationary chamber, a mercury arc is

ignited through the holes, and when, through the rotation of the disc, the holes are not in coincidence, the arc is sheared off by the formation of a zigzag path which completely extinguishes it.

The mercury-inverter, like a mercury-rectifier, behaves as a change-over switch operating at a required frequency and does not store or transform electric energy.

In Fig. 2 is shown a representative inverter circuit, containing a mercury-inverter.

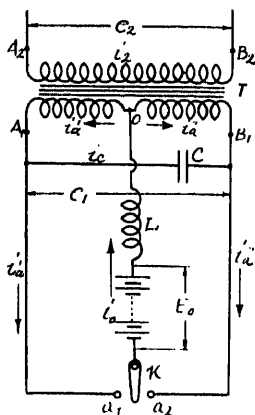


Fig. 2. Schematic Inverter Circuit.

$K$ - Cathode of a mercury inverter.	$C$ = Condenser.
$a_1, a_2$ - Anodes.	$L$ = Reactance.
$T$ - Transformer	$E_D$ = D.C. Source.

D.C. source  $E_D$  is connected at its negative terminal to the neutral point,  $O$ , of a transformer winding,  $T_1$ , through a reactance coil,  $L$ , and at the other terminal to either terminals of the transformer winding  $T$ , through the respective inverter anode,  $a_1$  or  $a_2$ , and the common cathode  $K$ . Condenser  $C$  neutralizes the circuit reactance and compensates the magnetizing current of the transformer, and effects a sparkless interruption of mercury arcs in the inverter.

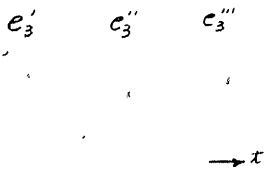


Fig. 3.

$E_D = 200 \text{ V.}$	$C = 20 \mu \text{ f.}$ on each of the two phase.
$E_3' = 56 \text{ V.}$	$E_3'' = 58 \text{ V.}$
$I_3' = 4 \text{ A.}$	$I_3'' = 4 \text{ A.}$
	$E_3''' = 60 \text{ V.}$
	$I_3''' = 3.8 \text{ A.}$
	$f = 50 \sim.$

Mercury arcs are ignited and interrupted in turn between the anode,  $a_1$  or  $a_2$ , and cathode,  $K$ , by the revolution of the rotating disc at a speed corresponding to a certain required frequency of the A.C. to be obtained. At each alternating cycle of arc ignition, D.C. voltage  $E_D$  is impressed on the half portion of the transformer winding, resulting in an alternating magnetic field in its core. Consequently

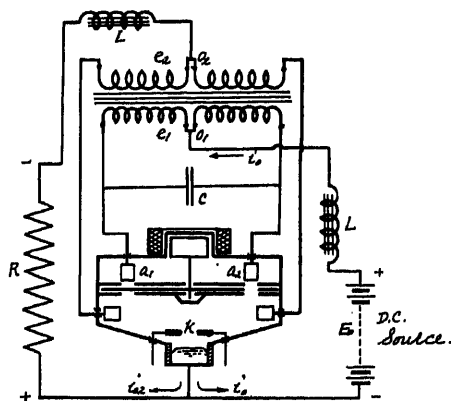


Fig. 4. D. C. Transformer Connection.

an alternating voltage is obtained on the secondary winding of the transformer, and when it is loaded an alternating current of a certain required frequency flows naturally in the circuit, and electric energy is supplied from D.C. source by the principle of a common A.C. transformer.

Fig. 3 shows the oscillogram of a three-phase voltage derived from two-phase obtained at the inverter terminals, the shunting capacity being  $20 \mu f$  on each phase.

The writer has developed a stationary D.C. voltage transformer by combining a mercury-inverter and an ordinary A.C. transformer, or an induction regulator

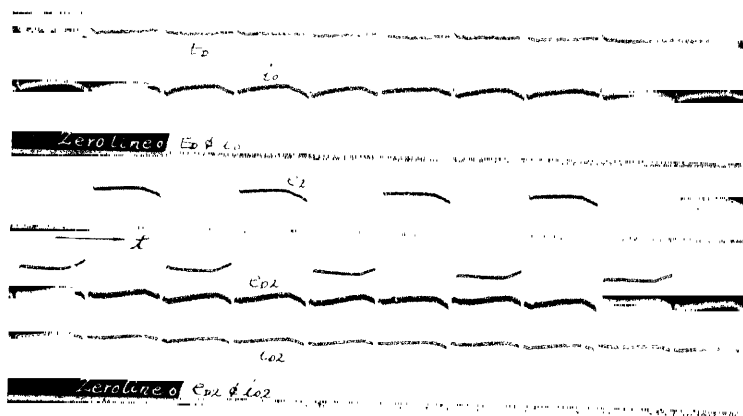


Fig. 5.

$E_D = 200 \text{ V.}$   $E_{D2} = 44 \text{ V.}$   $I_{O2} = 10 \text{ A.}$   $C = 5 \mu f.$

and a mercury rectifier. The inverter and the mercury-rectifier are arranged together as a set in a common vacuum chamber with their cathodes in common, as shown in Fig. 4.

Fig. 5 shows a test record of a D.C. transformer in which a voltage of 200 D.C. volts is transformed to 44 D.C. volts. It is plain that a rectangular wave-form of

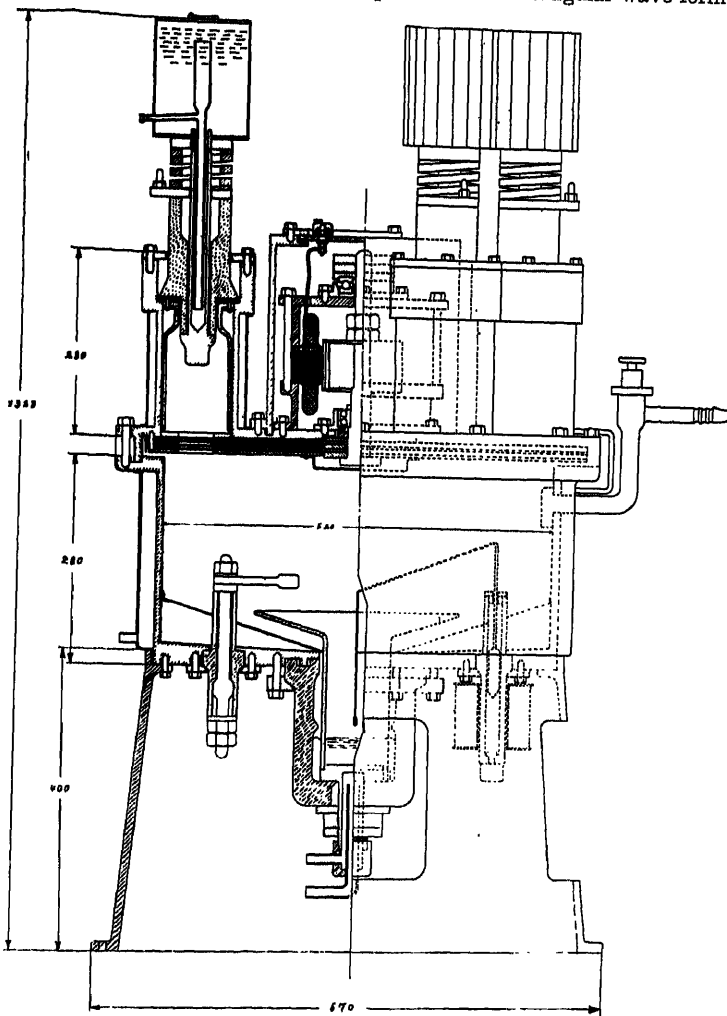


Fig. 6. General Drawing of Mercury-Inverter, Type No. 3.

A.C. voltage is advantageous as the intermediate means of the D.C. voltage transformer. Therefore, as small a capacity as possible is preferable as compensating capacity of the inversion circuit.

A mercury-inverter may be conveniently utilized to change the frequency of A.C. current, when used with a suitable mercury-rectifier. The principle is that any A.C. voltage is rectified by means of a mercury rectifier and the rectified D.C.



voltage thus obtained is successively inverted to an A.C. voltage of different frequency by means of a mercury-inverter. The whole set, consisting of a rectifier and an inverter, which might conveniently be called a "Rectiverter", could be combined in one form for the benefit of its construction and its operation.

It might be noted herewith that one of the types, No. 2, of mercury-inverter was presented with pleasure at the Memorial Exhibition in Liège, held by the Independence Centenary of Belgium.

## II. A New Type, No. 3, of the Mercury-Inverter

Recently, the author has designed a new type three-phase inverter, having three pairs of anodes, through which three-phase inversion could be readily achieved. This new apparatus is of particular interest in its simplicity, rigidness and performance. Fig. 6 will show its construction in detail. And its particular improvements may be enumerated as follows:—

1. Anodes are confined in chambers separately from each other to facilitate the commutation of mercury arcs.

2. Special attention is paid to hold the cathode spot always within the mercury pool.

3. Water cooling is applied to the electrodes and the vacuum cylinder to increase the kilowatt rating.

## III. Rectiverter—Statistical A. C. Frequency Changer

A rectiverter is essentially a combination of mercury-rectifier and mercury-inverter. In combining the two different apparatus, a fundamental modification has been made in the construction of mercury-inverter, in which D.C. arcs are commutated at as many cathodes instead of anodes as may be required by means of the rotating discs.

Fig. 7 shows the schematic explanatory view of construction of a simple rectiverter. While the apparatus shown in the figure is a single phase type for the sake of convenience, its number of phases in the primary is quite independent of that in the secondary, as will be explained later.

In the Fig. 7, *RD* is a rotating disc, *SD* stationary chamber,  $a_1, a_2$  anodes, *AS* anode space,  $K_1, K_2$  cathodes with separate ignition,  $CS_1, CS_2$  cathode compartments, and mercury arcs are ignited between the positive anode and the cathode in communication through the disc holes.

Fig. 8 shows the circuit diagram for the rectiverter.  $T_1$  is the transformer for the rectification purpose and  $T_2$  the transformer for the inversion purpose, the neutrals,  $N_1, N_2$  of the two being rigidly connected through a suitable smoothing reactance.

When the anodes are connected to some polyphase A.C., some of the anodes are at any time at the positive potential against that of the mercury pools and the anodes as a whole are always ready to start mercury arcs, that is to say, they act just like a D.C. positive electrode so far as the mercury arcs are established, at the mercury pools which

are open through holes and communicated toward the anode space by the disc rotation.

When the discs revolve with a certain speed, mercury arcs are ignited and cut off at the respective cathode, and flow of the arc currents is interrupted to realize the inversion.

As explained in the above, the rectification is quite independent of the inversion in nature and performance, while the two are in sequence dealing with the same mercury arcs. The number of anodes is corresponding to the phase of the primary A.C. source, and the number

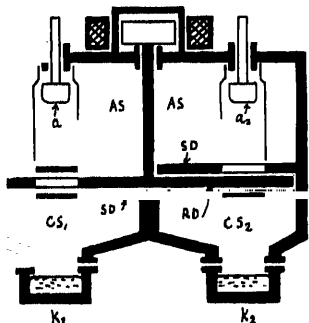


Fig. 7. Schematic Explanatory View of a Rectiverter.

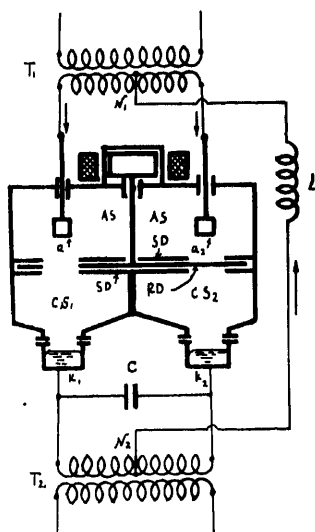


Fig. 8. Rectiverter Circuit Diagram.

of cathodes to those of the different secondary A.C. required on the load.

Thus, for instance, the primary A.C. may be 60 cycle six-phase A.C., and the secondary 50 cycle three-phase or any other.

In conclusion, a rectiverter as explained in the above, may be successfully utilised not only in effectuating the interconnection of A.C. systems of different frequencies in an easy manner, but in controlling the behaviors of induction machines to advantage in speed, in power factor and in other performances.

Lastly I wish to thank Messrs. *J. Matûra*, *K. Yoshihara*, *K. Amano* and others of our laboratory who have assisted me not a little in this new development.

### Résumé

L'inverseur à mercure, décrit et commenté dans la revue "Mercury-Inverter" et son supplément, à la Réunion Partielle de la Conférence Mondiale de l'Énergie

à Tokio (Japon) depuis le 29 octobre jusqu'au 7 novembre 1920, pourrait très ingénieusement être utilisé pour l'inversion de courant continu en courant alternatif, pour la transformation de la tension du courant continu, comme changeur de fréquence, etc. . . ., par la combinaison avec des transformateurs, des selfs, et des condensateurs, ainsi que cela a déjà été montré.

Cet appareil est très important, et est appelé à un avenir plein de promesses, pour la réalisation de réseaux de transmission de courant continu à haute tension, ainsi que Monsieur Stone de la General Electric Company, sur l'ancienne W.P.C. l'a annoncé, ainsi que pour d'autres fins dans les domaines nouveaux de la technique électrique.

L'auteur a perfectionné deux types différents de cet inverseur, depuis lors, et les a expérimentés pour l'inversion monophasée et biphasée, et pour cela, le No. 1 a seulement deux anodes, et le No. 2 a deux paires d'anodes dans un cylindre, avec cathode commune. On a réalisé l'inversion triphasée avec l'inverseur No. 2 soit par le système de connection Scott des transformateurs, soit par l'application d'un principe particulier électro-magnétique. Cet inverseur No. 2 a été exposé à l'Exposition commémorative du Centenaire de l'Indépendance belge, à Liège.

Dernièrement, l'auteur a conçu un inverseur triphasé No. 3, ayant trois paires d'anodes, au moyen duquel on peut inverser directement le courant continu d'une source unique en courant triphasé. Cet appareil nouveau est particulièrement intéressant du fait de l'amélioration fondamentale de sa simplicité, rigidité, et de son fonctionnement. Il a été déjà réalisé comme appareil commercial, ainsi que le montre la figure suivante.

Les perfectionnements principaux sont les suivants:

1. Les chambres anodiques ont été élevées et disposées au-dessus de la plaque supérieure, pour éviter que l'arc n'éclate en dehors de l'enveloppe de l'anode, et pour éliminer l'espace mort.

2. La partie motrice est complètement enfermée dans la chambre à vide, et disposée sur la plaque supérieure. Ce genre de construction permet de réaliser la rotation des disques au moyen d'un très petit moteur.

3. La cathode est conçue de façon à éviter que la tache cathodique ne s'échappe du bain de mercure vers la plaque de fond métallique extérieure, sur laquelle est fixée la cathode.

4. Les électrodes sont refroidies par une circulation, d'eau naturelle et forcée afin de permettre une augmentation de la densité de courant.

5. On réduit l'élévation intempestive de la vapeur de mercure dans le cylindre, autant que possible, au moyen de chemises d'eau attachées au cylindre à arc et aux chambres anodiques.

Le nouvel inverseur à mercure a six anodes, et deux disques tournants, dans lesquels on a prévu cinq ouvertures à arc, qui tournent à la vitesse de 600 t/m pour une inversion à 50 périodes à 3 phases. La capacité de cet appareil est estimée à 100 A par anode, et on suppose qu'il résisterait à plusieurs millions de volts, du côté du courant continu.

Schweiz

## Neuere Entwicklungen im Turbogeneratorenbau

Schweizerisches Nationalkomitee

*Ing. H. Rikli*

Im Dampfturbinenbau kommen immer mehr große Einheiten für hohe Tourenzahlen in Betracht, und zwar für europäische Verhältnisse, wo 50 Perioden das Normale ist, in neuerer Zeit vorzugsweise für 3000 Touren. Diese schnellaufenden Gruppen bieten für die Turbine besondere Vorteile gegenüber 1500 Touren, sowohl was mechanische Sicherheit der Konstruktion (kleine Dimensionen bei hohen Dampfdrücken), als auch was billigeren Herstellungspreis anbetrifft.

Die diesbezügliche Entwicklung läßt sich am besten überblicken, wenn wir erwähnen, daß gelegentlich des Elektrotechnischen Kongresses in Turin 1911 als Grenzleistung von Turbogeneratoren bei 3000 Touren 5700 kVA angegeben wurde, daß kurz vor dem Weltkriege diese Grenze 7500 kVA betrug, um bald nach dem Kriege, bedingt durch die Herstellungsmöglichkeit besserer Stahlsorten für die Rotoren, auf 15000 bis 20000 kVA zu steigen, und daß in den letzten Jahren Turbogeneratoren von etwa 40000 kVA bei 3000 Touren gebaut wurden, ja, daß heute sogar Einblock-Turbogeneratoren von 50000 kW bzw. 72000 kVA für die gleiche Umdrehungszahl gemäß Vorschlägen der Maschinenfabrik Oerlikon sich in Ausführung befinden. Diese letzte enorme Steigerung der Einheitsleistung ist nicht etwa auf Kosten der mechanischen Sicherheit oder durch weitere Steigerung der Materialfestigkeiten gelöst worden, sondern die Sicherheitsfaktoren sind bei Material normaler Vergütung sogar wesentlich höhere, als man bisher bei Generatoren von 30000 bis 40000 kVA angetroffen hat.

Ermöglicht wurde diese scheinbar paradoxe Tatsache durch die von der Maschinenfabrik Oerlikon seit über 14 Jahren schon bei Turbogeneratoren von über 10000 kVA bei 3000 Touren konsequent und mit bestem Erfolg durchgeführte Verwendung von Aluminium als Rotorwicklung.

Wird Kupfer für die Rotorwicklung verwendet, so ist man gezwungen, schon bei Leistungen von über 20000 kVA Rotorkörper aus besonders hochvergüteten legierten Stahlsorten zu verwenden, um wenigstens noch eine theoretische Sicherheit von 1,5 bis 1,6 bis zur Erreichung der Streckengrenze bei der Übertourenprobe zu erreichen.

Diese übertriebene Forderung an die Güte des Rotormaterials war sehr wahrscheinlich die Ursache der zahlreichen Rotorexlosionen in

den letzten Jahren, da solche hochvergütete Rotorkörper mit Streckgrenzwerten von 5500 bis 6000 kg/cm<sup>2</sup> sehr leicht mit Haarrissen im Innern behaftet oder doch nicht spannungsfrei herzustellen waren, so daß zu den an und für sich schon hohen Betriebsspannungen noch die völlig ungekannten primären Materialspannungen hinzukamen und eigentlich jeden Sicherheitsfaktor illusorisch machten. Auch scheint es prinzipiell nicht günstig zu sein, die Stähle auf zu hohe statische Festigkeit zu vergüten, da sonst die Dauerfestigkeit unverhältnismäßig niedrig wird.

Diese sehr schwierige Frage der mechanischen Sicherheit wurde durch die Verwendung von Aluminium als Rotorwicklung glücklich gelöst. So weist z. B. ein von der Maschinenfabrik Oerlikon im Jahre 1926 nach Leicester (England) gelieferter Generator von 23 500 kVA bei 3000 Touren als maximale Tangentialspannung im zentralen Bohrloch des Rotorkörpers nur 1400 kg/cm<sup>2</sup> auf und als radiale Beanspruchung der Rotorzacken sogar nur 700 kg/cm<sup>2</sup>. Der Sicherheitsfaktor bis zur Erreichung der Streckgrenze von nur 4500 kg/cm<sup>2</sup> ist also hier bei 25% Übertouren noch über 2 bzw. 4. Die gleichen Daten gelten für entsprechend breitere Maschinen derselben Type bis zu 40 000 kVA, welche eine aktive Rotorbreite von erst 2500 mm besitzt.

Selbst die von der Maschinenfabrik Oerlikon konstruierte größte Serie für 3000 Touren, welche Generatoren umfaßt von ca. 65 000 bis 90 000 kVA, weist noch, verglichen mit Zahlen, die aus der Literatur für nur ca. 25 000 kVA bekannt sind, im Rotorkörper relativ niedrige Beanspruchungen auf. Diese sind:

Radialspannung im Zackenfuß .....	980 kg/cm <sup>2</sup>
Tangentialspannung im Zackenfuß .....	440 „
Tangentialspannung im zentralen Bohrloch	1800 „

Bei diesen Beanspruchungen ist es auch noch möglich, mit einem nur mäßig vergüteten Stahl von z. B. max. 4500 kg/cm<sup>2</sup> Streckgrenze auszukommen, welcher leichter und sicherer herzustellen ist und auf alle Fälle auch nicht das Risiko wesentlicher innerer Spannungen in sich schließt, wie Material mit viel höherer Streckgrenze.

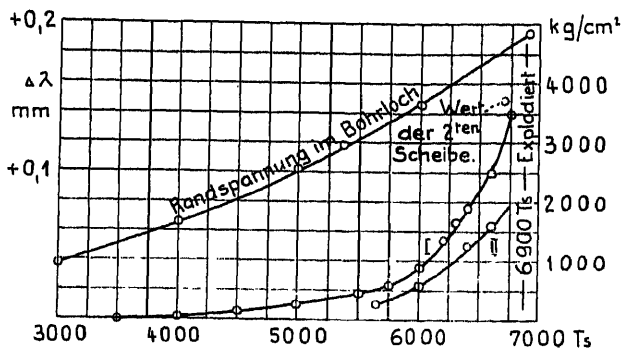
Durch die Verwendung von Aluminium als Wicklung für diese Hochleistungsgeneratoren von 3000 Touren werden aber auch noch die spezifischen Drücke auf das Isolationsmaterial ganz bedeutend heruntergesetzt und erreichen bei obigen Leistungen maximal 150 kg/cm<sup>2</sup>. Auch die Verhältnisse für die Wicklungskappen werden viel gesünder, da diese Kappen mit wesentlich kleineren Wandstärken ausgeführt werden können als bei Wicklungen aus Kupfer. Dadurch sind dieselben leichter und sicherer homogen herzustellen, zudem werden die maximalen Beanspruchungen am inneren Umfang die mittlere Beanspruchung weniger überschreiten, als dies bei dickwandigen Kappen der Fall ist.

Neben der weisen Beschränkung auf relativ niedere Beanspruchungen, welche noch die Verwendung eines homogenen spannungsfreien Rotormaterials gestattet, ist es vor allem eine wissenschaftlich einwandfreie Prüfung des Rotorkörpers, welche der Konstruktion solcher Grenzleistungsgeneratoren die nötige Sicherheit verleiht.

Die Maschinenfabrik Oerlikon ist hierbei seit Jahren eigene Wege gegangen und hat getrachtet, nicht nur bei Abnahmen die Sicherheit der Rotoren durch eine vielleicht rigorose Schleuderprobe zu beweisen, sondern war bestrebt, sich über die Größe dieser Sicherheit Rechenschaft zu geben. Denn ein Rotor kann die vorgeschriebene Schleuderprobe ohne direkt sichtbare Beschädigung bestehen und doch durch dieselbe in seinem Gefüge so überanstrengt sein, daß er als krank bezeichnet werden muß, um bei nächster Gelegenheit, wenn vielleicht noch der Schlag eines plötzlichen Kurzschlusses hinzutritt, in die Brüche zu gehen.

Wie eingehende Versuche an zur Explosion gebrachten Scheiben aus Rotorkörpern gezeigt haben, läßt sich die herannahende Explosionsgefahr schon ziemlich frühzeitig an der rascher zunehmenden bleibenden Dehnung erkennen, wie dies aus Kurventafel Abb. 1 zu erkennen ist. Es wurde nun eine Prüfungsmethode entwickelt, welche auf dieser Er-

Scheibe von 708 mm Durchmesser.



- I Bleibende Dehnungen im Durchmesser über Polhorn.
- II Bleibende Dehnungen im Durchmesser über Neutrale.

Abb. I.

scheinung beruht. Mit einem eigens zu diesem Zwecke gebauten Präzisionsmikrometer von  $\frac{1}{1000}$  mm Meßgenauigkeit werden nach successive gesteigerten Schleudertourenzahlen jeweils die bleibenden Dehnungen des Rotorkörpers in genutetem, aber noch unbewickeltem Zustande gemessen, wobei dem Fehlen der Wicklung und der Keile durch entsprechende Steigerung der Schleudergrenze Rechnung getragen wird; und nur wenn die aufgetragenen Dehnungszahlen bis zur vorgeschriebenen Schleudergrenze keine rascher zunehmenden Werte erkennen lassen, wird der betreffende Rotorkörper zu weiterer Fabrikation freigegeben. Daß natürlich vorgängig zahlreiche Materialprüfungen und eine minutiöse Bohrlochkontrolle mit Spezialapparaten ausgeführt werden, ist selbstverständlich.

Ob noch größere Leistungen als die erwähnten 90000 kVA bei 3000 Touren gebaut werden können, hängt in erster Linie von den zulässigen Beanspruchungen ab, denn die Baulänge des Rotors wird begrenzt durch

die Höhe der kritischen Tourenzahl. Wenn die 2. kritische Tourenzahl ca. 50% über der normalen liegen soll, so stellen obige 90000 kVA bei den gegebenen Beanspruchungen wohl das Maximum dar, was bei 3000 Touren noch erreichbar ist.

Diesen außergewöhnlichen Vorteilen der Verwendung von Aluminium-Rotorwicklungen steht eine erhöhte Aufwendung an Erregungsenergie gegenüber, da bekanntlich Aluminium nur ca. 60% der Leitfähigkeit von Kupfer besitzt. Es ist daher bei sonst gleichen Verhältnissen eine um so viel höhere Verlustenergie vom Rotor durch die Ventilationsluft abzuführen. Bei diesen modernen Großturbogeneratoren werden auf dem Rotor pro Nut etwa 10000 bis 12000 Ampèreleiter und pro Polpaar etwa 180000 Ampèrewindungen untergebracht, was pro 1 cm Länge etwa 600 bis 700 W Energieverlust bedeutet. Diese Verlustenergie kann unmöglich allein durch die Rotoroberfläche abgeführt werden. Es muß daher zu einer ausgiebigen inneren Ventilation der ganzen Rotorwicklung geschritten werden, und die Abkühlungsverhältnisse von Wickelkopf und Wicklung in den Nuten müssen derart aufeinander abgestimmt werden, daß möglichst gleichmäßige Temperaturverteilung längs der ganzen Wicklung auftritt. Da bekanntermaßen dünne Luftschichten die Wärmeableitung stark herabsetzen, ist besonders darauf zu achten, daß durch sattes Sitzen der Wicklung in den isolationsbekleideten Nuten dort eine gute Wärmeableitung gewährleistet wird, und sind die Wicklungsköpfe derart aufzuteilen und der Kühlluft zugänglich zu machen, daß auch hier keine Wärmestauungen auftreten.

Wie ausgiebig eine solche Rotorkühlung durchgebildet werden kann, zeigt folgendes Beispiel. Der oben erwähnte Generator von 23500 kVA bei 3000 Touren vermochte vom Rotor bei einer totalen zylindrischen Mantelfläche von 7,3 m<sup>2</sup> etwa 100 kW Erregungsenergie abzuführen oder über 13 kW/m<sup>2</sup> bei einer normalen Erwärmung von 75° C. Das Aluminiumband der Rotorwicklung war hierbei mit 4,0 A/mm<sup>2</sup> belastet.

Obschon die Frage der mechanischen Sicherheit des Rotorkörpers alles andere in den Hintergrund stellt, so sind von der Maschinenfabrik Oerlikon natürlich die anderen Gesichtspunkte bei der Konstruktion ebenfalls eingehend berücksichtigt worden. Diese Punkte sind vor allem Kurzschlußsicherheit und Herabdrückung der Zusatzverluste und der Verluste überhaupt.

Beim Entwurf einer kurzschlußsicheren Abstützung der Wicklungsköpfe besteht die Hauptschwierigkeit darin, die gute Abkühlung derselben nicht zu beeinträchtigen, ferner wird die Konstruktion der Abstützungen dadurch komplizierter, daß zur Vermeidung unzulässiger Zusatzverluste in den Wicklungsköpfen, wie dies weiter unten gezeigt wird, die Kupferquerschnitte in den Wicklungsköpfen nach bestimmten Gesetzen unterteilt werden müssen. Die Konstruktionen der Maschinenfabrik Oerlikon sind in diesen Beziehungen sehr gut durchgebildet. Neben über 500 Kurzschlußversuchen an einem Versuchsgenerator, die grundlegend für die Entwürfe der Abstützkonstruktionen waren, werden auch bei größten Generatoren normaler Bestellungen immer wieder

plötzliche Kurzschlußversuche gemacht, um die Konstruktionen nachzuprüfen. Die Statorwicklungen der großen Turbogeneratoren der Maschinenfabrik Oerlikon werden immer in Gitterform als 2-Ebenen-Wicklung ausgeführt und, wie in Europa allgemein üblich, mit zu den Preßplatten parallelen Lagern dieser Ebenen, welche Anordnung eine äußerst solide Verankerung der Wicklungsköpfe mit den Preßplatten gestattet; diese Konstruktion hat zudem noch den Vorteil, daß sie größtenteils aus Isolationsplatten hergestellt werden kann, was wiederum günstig auf die Kleinheit gewisser Zusatzverluste wirkt. Die Elemente der beiden Wicklungsebenen werden dann, wie allgemein üblich, nach dem Austritt aus den Nuten durch Rechen unverrückbar in ihrer Lage

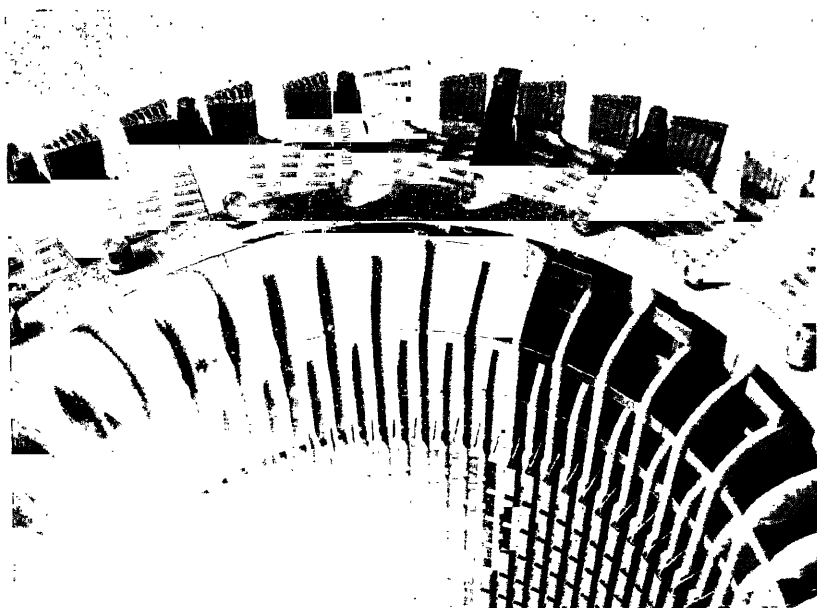


Abb. 2.

am Umfang gehalten. Die maximale Beanspruchung bei einseitigem Einphasenkurzschluß über 2 Phasen dürfte hier für den ungünstigst gelegenen Leiter etwa 80 kg pro 1 cm Länge betragen und kann durch Einbau von 2 Rechen in 15 bis 18 cm axialem Abstand sicher beherrscht werden. Die stärksten Kräfte treten aber auf zwischen den Leitern einer Phase in derselben Wicklungsebene der Stirnbögen, sind doch hier bei kleinen Distanzen zwischen den einzelnen Spulen pro Pol und Phase bei der einseitigen ersten Amplitude eines plötzlichen Kurzschlusses bis zu 1 Million Ampèreleiter vereinigt. Diese Kräfte, welche hier in ungünstigen Fällen bis 100 kg pro 1 cm Spulenlänge betragen können, werden durch zahlreiche Zwischenabstützungen aufgenommen, deren Abstand mit Rücksicht auf zweckmäßige Leiterunterteilung, wie sie die



Unterdrückung hoher Zusatzverluste fordert, kaum 8 bis 10 cm betragen darf. Der Wicklungskopf ist an einigen Punkten am äußeren Umfang mit den überragenden Gehäuseteilen verankert und als Ganzes an denselben auch gegen Verdrehung abgestützt, so daß alle im Wicklungskopf bei einem Kurzschluß auftretenden Kräfte ihre direkten Reaktionspunkte finden. Abb. 2 und 3 geben einige Details und die Gesamtansicht einer modernen Abstützkonstruktion, wie sie durch die Maschinenfabrik Oerlikon ausgeführt wird.

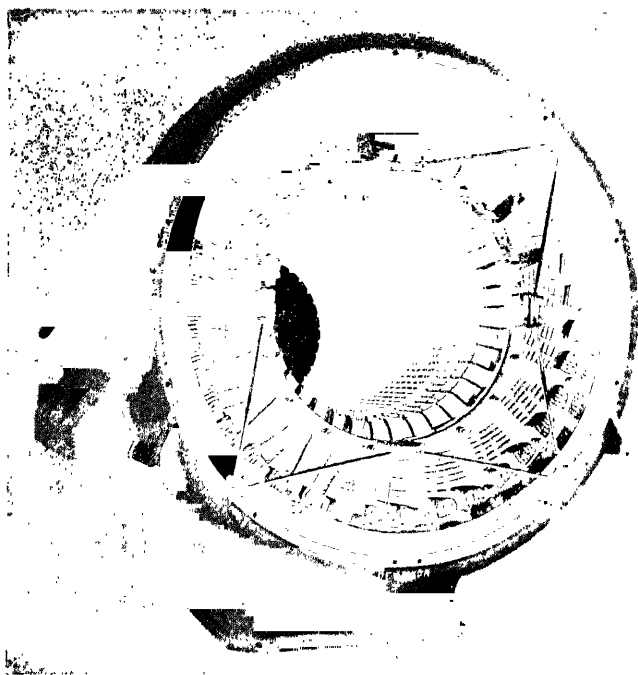


Abb. 3.

Als weiterer Punkt der Sicherheit ist noch die Isolationsfestigkeit zu erwähnen. Die nach den REM 29 bzw. IEC vorgeschriebenen Isolationsprüfungen inkl. Sprungwellenprobe kommen, da eigentlich ziemlich harmlos (wenigstens bei Maschinen bisher maximal üblicher Betriebsspannungen von 10000 bis 15000 V), hier nicht in Betracht. Aber es sind von seiten gewisser Klienten bereits viel schwerere Isolationsprüfungen verlangt und von Konstruktionsfirmen (auch von der Maschinenfabrik Oerlikon) angenommen und ausgeführt worden, und es ist nicht unwahrscheinlich, daß solche erschwerenden Bedingungen vielleicht Schule machen und häufiger zur Anwendung kommen werden. Um die Homogenität der Spulenisolation, namentlich der micanitumpreßten Nutenpartien zu prüfen, wird vorgeschrieben, daß der sog.

Ionisationsknick über derjenigen Spannung liegen soll, mit der im Betrieb die Isolation dauernd beansprucht ist, d. h. die Linie des  $\tan \delta$  (Verlustwinkel) als Funktion der angelegten Prüfspannung soll möglichst erst über dieser Spannung eine merkliche Abweichung (Knick) aufweisen, und zwar sowohl bei Prüfung im angelieferten Zustande als

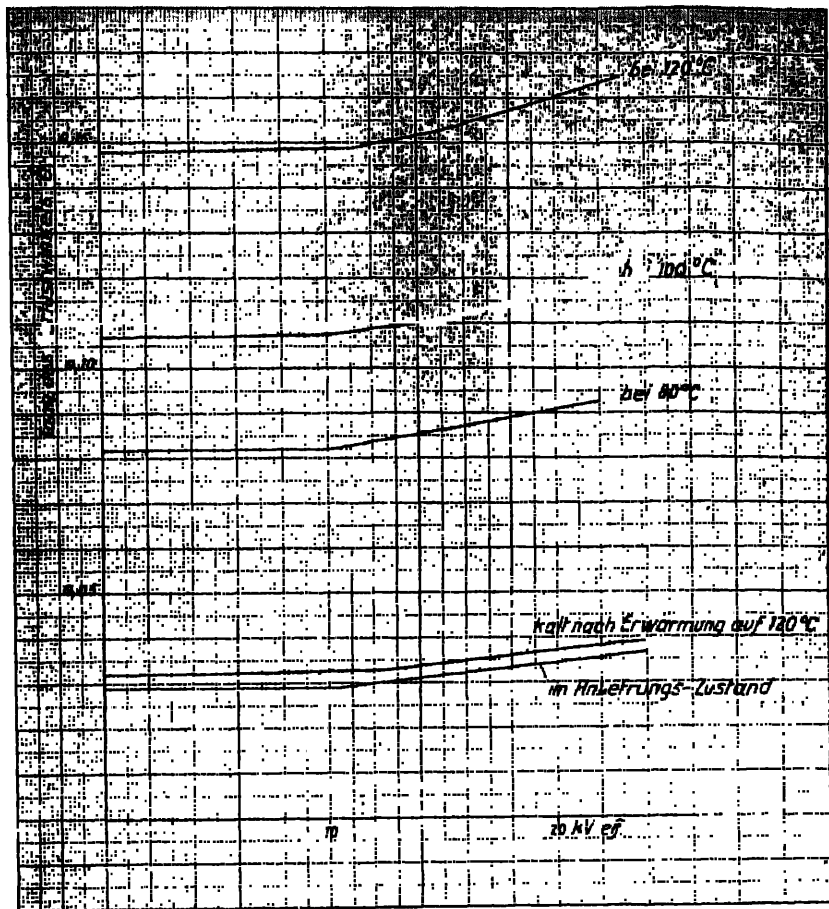


Abb. 4.

auch bei Prüfung nach Erwärmung auf maximale Betriebstemperatur. Ferner soll der Verlustwinkel unter diesem Punkt selber sehr klein sein, und der  $\tan \delta$  nicht mehr als etwa 0,05 betragen. Beide Merkmale sind Kriterien dafür, daß die Isolation sehr dicht und homogen und möglichst frei von feinen Lufteinschlüssen ist und das Bindemittel ein einwandfreies dielektrisches Verhalten zeigt. Abb. 4 zeigt das Ergebnis einer solchen Prüfung an einer Statorspule.

Eine weitere erschwerende Prüfung ist die Dauerprüfung der isolierten Spulen mit einem mehrfachen Wert der Prüfspannung. Es werden Werte von 4- bis 5facher Betriebsspannung während 10 Stunden vorgeschrieben, wobei weder ein Durchschlag oder ein Überschlag erfolgen darf. Diese Prüfung soll namentlich den in einem Betriebe vorkommenden Überspannungen Rechnung tragen und den Beweis erbringen, daß solche die Isolation einer Maschine auch bei häufigem Auftreten nicht gefährden. Ob diese Prüfungen wirklich berechtigt sind oder nur eine unnötige Verteuerung einer Maschine bedeuten, sei vorläufig noch dahingestellt; aber tatsächlich ist es gelungen, denselben selbst für Betriebsspannungen von 10000 bis 11000 V vollauf zu genügen; allerdings mit einem nicht unerheblichen Mehraufwand an Material und Arbeit für die Herstellung solcher Isolationen.

Um eine günstige Verteilung des elektrischen Feldes namentlich am Austritt der Spulen aus der Nut zu erreichen, werden mit Vorteil in die Spulenumpressungen abgestufte dünne Metallfolien eingepreßt; ebenso ist es günstig, die Spulen außenseitig mit einem schwach leitenden Überzug zu versehen, welcher das Auftreten von Glimmentladungen hintanhält.

Als weiterer Gesichtspunkt endlich, welcher beim Bau moderner Großturbogeneratoren sehr ins Gewicht fällt, ist die Kleinhaltung aller Verluste und namentlich die bestmögliche Reduktion der sog. Zusatzverluste; denn abgesehen von den enormen Beträgen an Verlustwärme, welche durch das Kühlmittel abzuführen nicht immer ein leichtes Problem ist, ist die Erreichung eines höchsten Wirkungsgrades für einen Turbogenerator von großer Bedeutung wegen des dadurch verkleinerten Dampf- und Kohlenkonsums, welcher namentlich bei sehr großen Einheiten, wenn die prozentualen Beträge auch klein sind, doch finanziell sehr ins Gewicht fallen kann. (In roher Annäherung kann berechnet werden, daß die Kohlenersparnis pro 1% Dampfkonsument oder, was gleichbedeutend ist, pro 1% Generatorwirkungsgrad pro Jahr eine Summe in Franken ausmacht, die etwa 50 bis 60% der kW-Leistung der betreffenden Gruppe entspricht. Kapitalisiert ergeben sich schon bei einigen Zehntelprozenten Wirkungsgradverbesserung ganz erhebliche Beträge.)

Als Hauptbetrag der oben erwähnten Zusatzverluste kommen diejenigen Verluste in Betracht, die mit dem Auftreten des Belastungsstromes zusammenhängen. Der sog. primäre Teil dieser Verluste, d. h. derjenige Teil, der im Stator Kupfer selber entsteht, ist nach den Arbeiten von *Field*, *Rogowski* und anderen leicht und sicher zu berechnen und auch für sehr große Stromvolumina pro Nut in erträglichen Grenzen zu halten. Immerhin ist zu sagen, daß gewisse Beträge der Zusatzverluste im Kupfer selber gewöhnlich noch sehr unterschätzt werden, nämlich die Zusatzverluste in dem Kupfer der Wicklungsköpfe. Großgeneratoren, welche meistens nur 1 Leiter pro Nut aufweisen, werden ja sehr oft mit irgendeinem der bekannten verdrehten Nutenstäbe ausgeführt und erhalten als Stirnverbindungen massive Kupferbügel, welche mit den erwähnten Nutenstäben verschraubt und verlötet wer-

den. Ausgedehnte Versuche mit lokalen Verlustmessungen, über die weiter unten noch berichtet werden soll, haben nun gezeigt, daß gerade

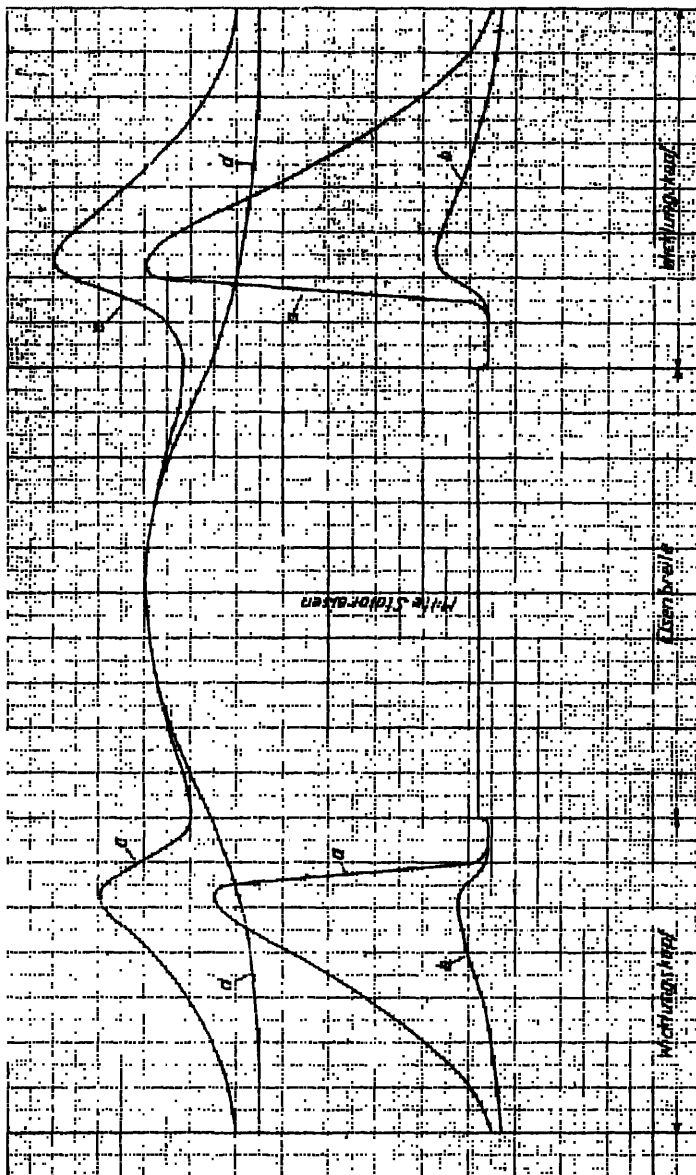


Abb. 5.

diese Verbindungsstellen und die massiven Bügel der Sitz sehr hoher Zusatzverluste sind, welche man aber wegen der in der Regel sehr guten Kühlung dieser Teile nicht beachtete. Die Zusatzverluste können bei

großen Querschnitten hier sehr leicht den 3- bis 4fachen Betrag der Ohmschen Verluste ausmachen. Diese Anordnung wird daher nur noch für relativ kleine Beträge von 1000 bis 1500 Ampèreleitern pro Nut verwendet. Für größere Beträge verwendet die Maschinenfabrik Oerlikon schon seit Jahren eine andere Leiteranordnung, indem die Unterteilung der Nutenleiter auch in den Stirnbögen durchgeführt wird, und zyklische Lagenvertauschung oder Verschränkung erst in die Verbindungsstellen am äußeren Umfang der Wicklungsköpfe verlegt wird. Eine besondere Leiteranordnung in diesen Stirnbögen gestattet außerdem, die Zusatzverluste in denselben auf sehr kleine Beträge zu reduzieren. Während selbst relativ schmale Leiter von nur 10 mm Breite bei normaler Anordnung in den Wicklungsköpfen mittlere Verlustverhältnisse von 1,5 bis 1,6 aufweisen können, gelingt es durch Einstellung der Breitseite der Leiter in die Hauptrichtung des Streufeldes Beträge von 1,05 bis 1,1 für dieses Verlustverhältnis zu erreichen.

Abb. 5 veranschaulicht den Einfluß dieser Maßnahme bei einem Turbogenerator von 30000 kVA bei 3000 Touren. Die Kurven *a* und *b* stellen die Verlustverhältnisse über die ganze Länge einer Halbspule für normale Stellung der Leiter und für korrigierte Leiterstellung dar, während *c* und *d* die Kurven der entsprechenden Erwärmungszahlen sind. Die Verlustersparnis beträgt für diesen Fall trotz der nur 10 mm breiten Leiter etwa 20 kW an Zusatzverlust allein. Schon bei Leiterbreiten von 12 bis 14 mm können aber die Gewinne prozentual viel größer sein.

Den Hauptbetrag der Zusatzverluste machen aber die sog. sekundären Zusatzverluste aus, welche in den Preßplatten, Gehäuseteilen, Verschraubungen, Abstützkonstruktion und auf der Rotoroberfläche entstehen.

Eine direkte rechnerische Erfassung dieser Beträge ist nicht möglich, jedoch sind verschiedene Wege bekannt, auch diese Verluste namhaft zu reduzieren. So hat schon allein die Möglichkeit, nun auch für große Einheiten unmagnetische Kappen verwenden zu können, eine wesentliche Reduktion derselben herbeigeführt. Im gleichen Sinne wirkte auch die Ersetzung gußeiserner Verschaltungen und Preßplatten durch solche aus unmagnetischem Material; nur muß dasselbe auch eine gute elektrische Leitfähigkeit aufweisen, oder man bedeckt die Stahlpreßplatten des Blechkörpers mit Dämpferplatten aus Kupfer, um den Sekundärströmen geringen Widerstand zu bieten.

Eine günstige Schrittverkürzung bei der Statorwicklung reduziert in hohem Maße die Amplituden der 6fachen Harmonischen, welche von den Restfeldern der Statorwicklung herrühren, und dadurch die Verluste auf der Rotoroberfläche. Sehr günstig in gleichem Sinne wirkt auch ein kleines Verhältnis zwischen Statornutenteilung und radialem Luftraum. Alle diese partiellen und lokalen Verbesserungen haben es mit sich gebracht, daß bei modernen Großturbogeneratoren die gesamten an den Belastungsstrom gebundenen Verluste wesentlich unter 1% der kVA-Leistung herabgedrückt werden können, trotz des hohen bis über 700 AS gesteigerten Strombelages pro 1 cm Umfang, wie wir ihn bei den großen Einheiten treffen.

Dies günstige Resultat in der Bekämpfung der Zusatzverluste wurde in der Maschinenfabrik Oerlikon in weitgehendem Maße durch systematische lokale Verlustmessungen gefördert. Hierzu wurde mit Vorteil die Methode des anfänglichen Temperaturanstieges benützt. Wenn die spezifische Wärme eines Körpers bekannt ist, so können aus der Tangente an die Kurve der Erwärmung, welche einen Verlustvorgang in ihm hervorruft, nach bekannten Gesetzen die pro Volumen oder Gewichtseinheit entstandenen Verluste bestimmt werden, was durch Anwendung von Thermoelementen leicht und sicher geschehen kann. Die spezifische Wärme eines Konstruktionsteiles kann teils durch direkten Versuch (z. B. beim Blechkörper) bestimmt werden, teils kann man bei Wicklungen durch einen analogen Versuch mit Gleichstrom diese Größe herausfallen lassen. Wichtig ist bei all diesen Versuchen eine rasche und sichere Bestimmung von Zeit und zugehörigem Temperaturanstieg in den ersten 30 bis 40 s nach Einschalten des Stromes oder der Magnetisierung. Solche Verlustmessungen durch Temperaturanstieg werden in der Maschinenfabrik Oerlikon laufend bei allen größeren Einheiten durchgeführt.

Diese Verbesserungen brachten es weiter mit sich, daß auch das Quantum der nötigen Kühlluft reduziert werden konnte. Da nun gerade die Ventilationsverluste bei großen Einheiten immer den größten Betrag der Gesamtverluste ausmachen, ist leicht zu ersehen, welche Ersparnisse dadurch erzielt werden können.

Einen weiteren ziemlich erheblichen Teil der Gesamtverluste bilden bei den schnellaufenden großen Turboeinheiten die Magnetisierungsverluste, die man bestrebt ist, durch Verwendung hochlegierter Bleche dieselben niedrig zu halten. Aber bei den enormen Beträgen an Kraftlinienfluß pro Pol ist auch die Gefahr von Wirbelstromverlusten, namentlich zwischen zufällig sich berührenden Blechen, eine sehr große, und diese Erscheinung, die man als Eisenkrankheit bezeichnet, hat durch lokale Erhitzung, welche naturgemäß hauptsächlich in der Bohrungs- und Nutenoberfläche stattfindet, schon oft zu schwerer Beschädigung der Nutenisolation und zu Erd- und Kurzschlüssen der Statorwicklung geführt. Es ist daher von großer Wichtigkeit, diese Verlustquelle radikal zu beseitigen, was am besten durch Abschleifen der beim Stanzen der Bleche etwa entstehenden Brauen und durch sorgfältiges Isolieren der Bleche geschehen kann. Eine Untersuchung der Blechkörper auf das Vorhandensein solch schädlicher Schlußstellen ist durch Ringmagnetisierung leicht und sicher zu bewerkstelligen, und etwaige Fehlerstellen können dann noch vor Einbringen der Wicklung behoben werden.

Die Nuten werden zweckmäßig offen ausgeführt, da ein axiales Einschieben der Nutenstäbe bei großen Eisenbreiten nie zu einem guten Festsitzen derselben in den Nuten führt, wodurch, abgesehen von einem schlechten Wärmeübergang, die Stäbe leicht in Schwingungen geraten und die Isolation beschädigen können. Um das Eindringen des Hauptfeldes in die Nutenleiter und dadurch hohe Verluste in denselben zu verhindern, soll die Zahnsättigung in mäßigen Grenzen bleiben, auch können mit Vorteil die Nuten so vertieft werden, daß ein ziemlich großer

Teil derselben oben leer bleibt, wodurch auch noch eine intensive Kühlung der vorstehenden Zacken erreicht und die Wärmeableitung aus den höchstbeanspruchten Teilen der Maschine wesentlich verbessert wird.

Wegen des großen Betrages der Ventilationsarbeit ist immer wieder versucht worden, mit anderen Kühlmitteln zu operieren. So wurde schon vor vielen Jahren vorgeschlagen, den Stator mit Öl zu kühlen, indem man ihn durch einen Isolierzylinder vom Rotor abschloß und mit Öl füllte, das man im Zirkulationsstrome kühlte; dadurch wären auch die Schwierigkeiten bei der Verwendung höherer Betriebsspannungen zum großen Teil behoben. Neuerdings tauchen wieder ganz ungerechtfertigte Patente für solche Konstruktionen auf. Die Schwierigkeit der Dichthaltung und die unangenehm, umständlichen und zeitraubenden Manipulationen bei einer Revision oder trotz Öl notwendig werdenden Reparatur der Statorwicklung lassen diese Konstruktion trotz der verlockenden Perspektive wenig praktisch erscheinen.

Das gleiche gilt von der Ersetzung der Luft durch andere Gase, insbesondere durch Wasserstoff. So sehr die vorzüglichen Eigenschaften dieses Gases zu dessen Verwendung als Kühlmittel verlocken, weil neben anderem dadurch gerade der größte Verlustposten praktisch verschwinden würde, so unangenehm und schwierig gestaltet sich die Abdichtung gegen die Atmosphäre und läßt vorerst diese interessante Lösung nur für Synchronkondensatoren, welche in einem luftdicht abgeschlossenen Gehäuse selbständig laufen können, wirtschaftlich erscheinen.

Die fortgesetzte Kleinarbeit, welche darauf gerichtet ist, die Verluste in den Maschinen zu reduzieren, wird auch weiterhin wirken, dadurch ist es eben möglich, gerade den größten Verlustposten, die Ventilationsarbeit, kleiner und kleiner zu halten. Wie sehr wir uns diesem Ziel schon genähert haben, zeigen am besten die Wirkungsgrade, welche heutzutage für Großturbogeneratoren garantiert und erreicht werden. Es sind in der Maschinenfabrik Oerlikon für normale Turbogeneratoren von 20000 und 25000 kW bei 3000 Touren heute schon Wirkungsgrade von 97,5 bei  $\cos \varphi = 1$  gemessen worden, und bei größeren Einheiten werden 97,8 bis 98 % sicher erreicht werden.

### Résumé

Le développement actuel de la construction des turbo-alternateurs à grande puissance est caractérisé par l'accroissement de puissance sous 3000 tours; aujourd'hui déjà on possède en voie de construction des turbo-alternateurs à grande puissance de 72000 kVA exécutés d'après les idées des A. C. O. Cet accroissement de puissance n'a pas été réalisé au dépens de la sécurité mécanique, mais bien par contre uniquement grâce à l'emploi d'un enroulement rotorique en aluminium, qui permet en outre de se contenter d'un acier modérément bonifié. Ce genre de construction a également l'avantage de présenter de faibles pressions spécifiques sur les isolants et d'exiger des calottes n'ayant qu'une faible épaisseur. Il y a lieu bien entendu de donner un soin tout particulier à l'examen des matériaux utilisés pour le rotor, les Ateliers de Construction Oerlikon employant à cet effet des méthodes spéciales.

L'avantage de l'enroulement en aluminium a toutefois comme contre-partie une augmentation de 60% des pertes d'excitation, dont l'élimination par l'air

de refroidissement présente, par suite, des difficultés. Pour obtenir de bonnes conditions de refroidissement il faut alors prévoir un appui serré du bobinage dans les encoches et une aération appropriée des têtes de bobine.

A côté de la sécurité mécanique, les qualités indispensables réclamées par ces machines sont: la sécurité contre les courts-circuits, la sécurité d'isolation et l'obtention de pertes additionnelles aussi faibles que possible.

La construction de l'enroulement adoptée pour l'obtention d'une résistance efficace aux courts-circuits doit être sans influence défavorable sur la bonne ventilation de l'enroulement et sur la disposition prévue pour réduire les pertes supplémentaires. Les Ateliers de Construction Oerlikon utilisent un bobinage sur deux plans, en forme de grille, bobinage qui permet un ancrage solide sur les anneaux de serrage et sur les parties surplombantes de la carcasse. A leur sortie des rainures les barres des têtes de bobine viennent se fixer dans les encoches d'un ou deux anneaux dentés qui éliminent ainsi tout déplacement.

En plus des essais d'isolation prescrits par les R. E. M. on exige souvent des essais spéciaux, en particulier, la détermination de l'angle de perte diélectrique et le point d'inflexion donnant la tension d'ionisation sous la température de service. Ces essais servent à contrôler la densité et l'homogénéité de l'isolation et des pertes diélectrique de la masse qui sert de liant. On effectue également l'essai de tension en durée qui consiste à soumettre les bobines isolées à une tension atteignant 4 à 5 fois la tension de service, cela pendant 10 heures, sans que l'on ne constate ni percement ni contournement. Quant à savoir si ces essais sont justifiés, c'est une question qu'il reste à trancher; le fait est que ces essais peuvent être réalisés, moyennant, bien entendu, un renchérissement sensible de la machine. Afin d'obtenir une bonne répartition du champ électrique à la sortie des encoches sur les bobines des feuilles métalliques en armatures de condensateur, la surface des bobines est recouverte en outre d'un enduit légèrement conducteur, empêchant les décharges par effluves.

La suppression des pertes additionnelles a une importance primordiale tant en raison des difficultés de l'élimination de chaleur qu'en raison de l'économie de marche. Les pertes additionnelles dans le cuivre, fonction du courant de charge, sont engendrées en partie dans le cuivre des encoches et en partie dans les têtes de bobine. Les barres nommées artificielles, avec leur connexions frontales massives en cuivre, sont souvent le siège de pertes élevées, ce qui a amené les Ateliers de Construction Oerlikon à adopter pour des densités supérieures à 1500 AC par rainure une subdivision ainsi qu'une permutation cyclique des conducteurs, cela même pour les connexions frontales.

Un second contingent des pertes additionnelles est fourni par les pertes engendrées dans les anneaux de serrage, la carcasse, les étais et à la surface du rotor; rebelles au calcul, ces pertes ont toutefois pu être isolées grâce à la méthode directe des accroissements initiaux de température. Pour les combattre on utilise des calottes rotoriques, des enveloppes et des anneaux de serrage non magnétiques et de bonne conductibilité électrique. Un raccourcissement convenable du pas de l'enroulement statorique comprime les harmoniques de champ à la surface du rotor. La réalisation d'un rapport élevé du pas des encoches à l'entrefer agit dans le même sens. Toutes ces mesures conjuguées ont permis de ramener les pertes additionnelles à une valeur quelque peu inférieure au 1% de la puissance en kVA, même pour des sollicitations linéaires supérieures à 700 AC par 1 cm de circonférence. La diminution des pertes additionnelles a entraîné une réduction de l'air de ventilation et par là-même une nouvelle économie d'énergie.

Un dernier poste des pertes additionnelles provient du fer actif; l'emploi de tôle à haut alliage ainsi que le meulage des ébarbures d'étampage, de même qu'une isolation particulièrement soignée permettent de le maintenir à une faible valeur.



Il est cependant indispensable de le contrôler à l'aide de la magnétisation annulaire, avant l'introduction de l'enroulement.

Les encoches sont de forme ouverte et les barres d'enroulement doivent y être maintenues solidement par des cales, ceci tant pour assurer une bonne conduction de la chaleur que pour éliminer les vibrations. La pénétration du champ principal à l'intérieur du cuivre des encoches est combattue par l'adoption d'une saturation réduite des dents ou par l'emploi d'anti-rainures, qui permet de réaliser en outre un refroidissement intense des dents.

On a proposé depuis longtemps déjà de refroidir l'enroulement statorique au moyen d'un bain d'huile, ce que l'adoption de tensions de service toujours plus élevées semblerait justifier. Il apparaît néanmoins que la question de l'étanchéité des joints et la difficulté de révision du bobinage constituent des obstacles sérieux à ce dispositif. Il en est de même du mode de réfrigération théoriquement idéal par l'hydrogène, mode qui n'a été appliqué que dans quelques exécutions de condensateurs synchrones complètement fermés.

L'ensemble de tous ces efforts de détails réalisés pour la lutte contre la production des pertes ont donné la possibilité de construire des turbo-alternateurs à grande puissance, tels que ceux exécutés p. ex. par les Ateliers de Construction Oerlikon jusqu'à 20—25000 kVA sous 3000 tours et dont les rendements mesurés atteignent sous un  $\cos \varphi = 1$  une valeur de 97,50%; valeur qui pourra monter, pour des unités plus grandes encore, jusqu'à 97,80—98%.

Schweiz

## Spannungsregelung in Sekundärnetzen mittels Drehtransformatoren

Schweizerisches Nationalkomitee

*Ing. J. Kristen*

Der Drehtransformator hat in Europa als Spannungsregler in sekundären Netzen noch nicht die ihm gebührende Verbreitung erlangt. Während in Amerika heute 80% der Verteilsysteme Drehtransformatoren in Gebrauch haben zwecks Regelung der Spannung, sind in Europa neuerdings Strömungen da, die von der Verwendung von Drehtransformatoren abraten, trotzdem derselbe heute noch unerreicht dasteht als einziger Apparat, der eine absolut konstante Regelung der Spannung ohne jegliche Stromunterbrechung gestattet. Sowohl die Zentralisierungsbestrebungen in der Energieerzeugung als auch die Begrenzung der Kurzschlußleistungen durch Transformatoren hoher Reaktanz haben auch in Europa in den letzten Jahren das Problem der Spannungsregelung in Sekundärnetzen wieder in den Vordergrund gerückt. Gleichzeitig aber entstand in den ebenfalls aus Amerika importierten Stufentransformatoren eine ernste Konkurrenz für den Drehtransformator. Trotzdem der Drehtransformator in seiner Einfachheit und Betriebssicherheit unerreichbar dasteht, hat das Drängen des Marktes vor diesen ideellen Eigenschaften nicht haltgemacht und gebietet rücksichtslos Ersparnisse. Und da der Preis den Markt beherrscht, mußte das Mühen der letzten Jahre dahin trachten, den Preis des Drehtransformators soweit wie möglich zu reduzieren, um erfolgreich mit dem Stufentransformator in Wettbewerb treten zu können.

Ausschlaggebende Reduktion im Preis der Drehtransformatoren wurde erreicht einerseits durch Hinaufschrauben der Typenleistungen, anderseits durch einen konstruktiv billigeren mechanischen Aufbau derselben. Während die Drehtransformatoren in Europa bis vor einigen Jahren meist vierpolig entworfen wurden, ist man jetzt zur zweipoligen Ausführung übergegangen. Um diese Maßnahme zu überblicken, sei ein bestimmter Drehtransformator mit gegebenem Eisenaußendurchmesser und Eisenbreite ins Auge gefaßt. Dieser Drehtransformatortyp wird bei einem bestimmten Rotordurchmesser, Nutung und Kupferfüllung in vierpoliger Ausführung eine bestimmte interne Leistung bewältigen können. Behalten wir nunmehr den gesamten Aufbau dieses Drehtransformators bei und verbinden dieselben Nutenleiter statt vier-

zweipolig, so wird bei gleicher Jochsättigung der Fluß des Drehtransformators derselbe bleiben und somit die Luftinduktion auf den halben Wert sinken, dasselbe ist auch von der Zahnsättigung zu sagen. Es wird daher bei gleicher interner Leistung wie vierpolig die zweipolige Ausführung magnetisch nicht voll ausgenützt sein. Im Gegensatz zur vierpoligen Ausführung sei noch bemerkt, daß der prozentuelle Leerlaufstrom dieser gleichen zweipoligen Drehtransformatortype auf  $\frac{1}{4}$  gesunken und die prozentuelle Kurzschlußspannung auf das 1,60fache gestiegen ist. Zur besseren Ausnutzung der zweipoligen Ausführung wollen wir nun den Rotordurchmesser verkleinern und damit den Fluß der Type bei gleicher Jochsättigung so weit erhöhen, bis wieder die Rotorzackensättigung auf den Grenzwert der vierpoligen Type sich erhöht. Hand in Hand hiermit wird die lineare Beanspruchung pro cm Umfang ( $AS$ ) steigen; und um gleiche Erwärmung zu erhalten, müssen wir die Kupfersättigung ( $s_k$ ) so weit vermindern, daß der Verlust pro  $\text{cm}^2$  Umfang ( $AS \cdot s_k$ ) konstant bleibt. Sowohl eine rechnerische Kontrolle als auch die Erfahrung bestätigen, daß bei gleicher magnetischer Beanspruchung und gleicher Erwärmung die interne Leistung ein und desselben Drehtransformatortyps in zweipoliger Ausführung rund 25–30% steigerbar ist. Eine weitere Steigerung der Leistungen brachte die in den letzten Jahren im Elektromaschinenbau allgemein gewordene Verwendung von legierten Blechen und Jochsättigungen bis zu 14000 Gauß. Durch die gesteigerte magnetische Ausnutzung ist der prozentuelle Leerlaufstrom erhöht und die prozentuelle Kurzschlußspannung gesenkt worden, so daß bei einem Drehtransformator mittlerer Leistung und Spannung in zweipoliger Ausführung mit einer Leerlaufwattkomponente von 0,90 bis 1,30% und einer Leerlaufwattlosenkomponente von 13 bis 17% zu rechnen ist; die Kurzschlußwattkomponente erreicht 1,70 bis 1,80% und die Kurzschlußwattlosenkomponente 17%. Es bietet Interesse, diese Werte mit den entsprechenden eines Stufentransformators ebenfalls mittlerer Leistung und Spannung zu vergleichen; die entsprechenden Leerlaufkomponenten betragen hier 0,475% resp. 3,20% und die Kurzschlußkomponenten 2,1% resp. 10,50%. Hierzu ist zu bemerken, daß die prozentuelle Kurzschlußspannung auf Wunsch auf diese Höhe gebracht wurde. Was daher die Verluste der beiden Regelapparate betrifft, so sind die bezogenen Leerverluste des Drehtransformators ca. zwei- bis dreimal so groß und die bezogenen Kurzschlußverluste praktisch nicht viel verschieden von denen des Stufentransformators. Da aber für beide Regelapparate diese Verlustwerte z. B. bei einer Regelung von  $\pm 10\%$  nur ca.  $\frac{1}{10}$ , bezogen auf die durchgehende Leistung, betragen, so sind dieselben im Vergleich zu den Verlusten in den Generatoren, Leistungstransformatoren und gar den Leitungen von untergeordneter Bedeutung.

In konstruktiver Hinsicht ist zu bemerken, daß, trotzdem der Blechkörper und die Bewicklung eines Drehtransformators dem einer Asynchronmaschine entsprechen, sich im Laufe der Jahre eine ganz bestimmte Bauweise herausgebildet hat. Abb. 1 zeigt dieselbe für einen Drehtransformator in Gußkonstruktion. In der letzten Zeit besteht nun die

Tendenz, die Gußkonstruktion zu verlassen und zu einer Walzeisenkonstruktion überzugehen, da die letztere in gewissen Fällen zur Preisreduktion führt. Es ist in diesem Zusammenhang in erster Linie an Ersparnisse der Modell- und Gießereikosten, ferner wegen Gewichtsreduktion an Verringerung der Transport- und Zollspesen zu denken; auch spielt oft die Einhaltung einer kürzeren Lieferzeit eine wichtige Rolle, die im Gegensatz zur Gußkonstruktion verkürzt werden kann. Daß diese Vorteile einer Walzeisenkonstruktion in erster Linie dem Drehtransformatorenbau zugute kamen, liegt wohl darin begründet, daß der Drehtransformator in den überwiegenden Fällen mit Ölkühlung versehen ist und somit für seine Formgebung eine größere Freizügigkeit

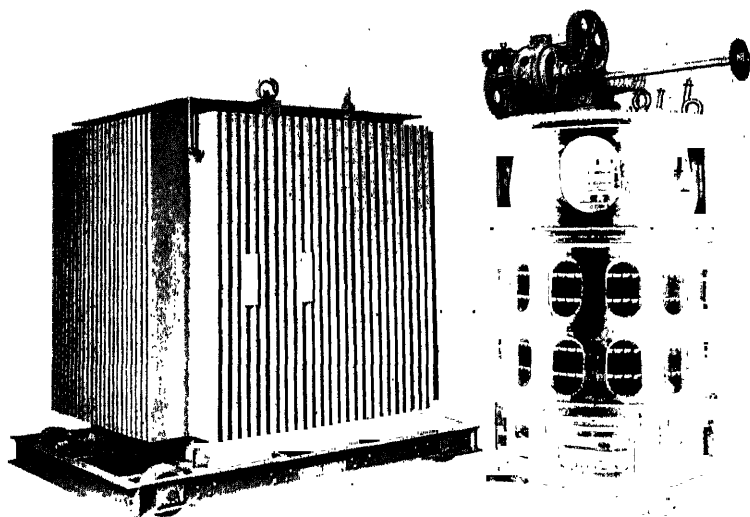


Abb. 1.

besteht als für den Bau von Maschinen, die für das Auge direkt sichtbar sind. Abb. 2 zeigt eine solche Walzeisenkonstruktion.

Alle im obigen gestreiften Anstrengungen haben eine wesentliche Preisreduktion bewirkt, wie es in Abb. 3 für Drehtransformatoren mit einer Betriebsspannung von 6 kV gezeigt ist. Die Kurve *a* stellt den Preis des Drehtransformators dar in zweipoliger Gußkonstruktion älterer Ausführung, während Kurve *b* die zweipolige Walzeisenkonstruktion moderner Ausnützung kennzeichnet. Diese Preisreduktion hat bewirkt, daß heute der Drehtransformator für die in Betracht kommenden Leistungen und Betriebsspannungen zwischen 6 bis 10 kV im Preis gegenüber dem Stufentransformator nicht wesentlich verschieden ist. Steigt die Betriebsspannung, so hat der Stufentransformator im Preis einen gewissen Vorsprung, denn sowohl der Stufentransformator als auch der Kontaktapparat werden für Spannungen von 10 bis 20 kV

nicht wesentlich verteuert. Einige von der Maschinenfabrik Oerlikon ausgeführte und seit mehreren Jahren in einem großen Freileitungsnetz betriebenen Freiluft-Drehtransformatorenanlagen mit direktem Einbau

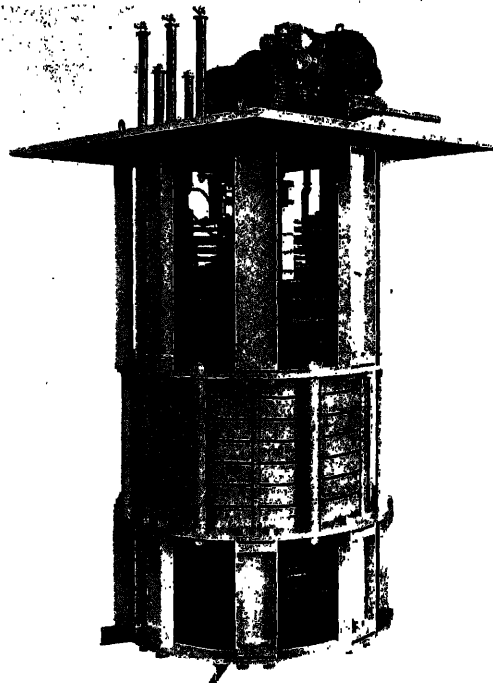


Abb. 2.

haben eine Betriebsspannung von 17,50 kV mit  $\pm 10\%$  Regulierung. Man kann daher sagen, daß mittels Drehtransformatoren bei direktem Einbau heute alle vorkommenden Spannungen der Verteilanlagen betriebssicher beherrscht werden können.

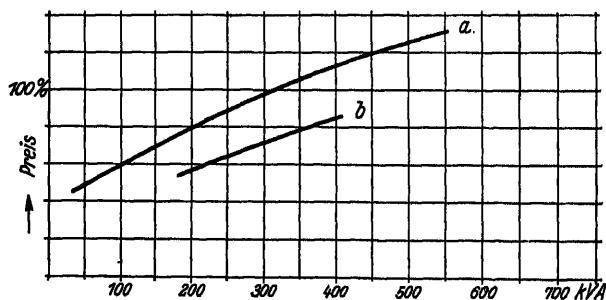


Abb. 3.

Was die Kühlung der Drehtransformatoren betrifft, so werden kleinere Leistungen bis ca. 20 kVA und ca. 2 kV Betriebsspannung mit natürlicher oder künstlicher Luftkühlung gebaut; von diesen bis zu den höchsten Leistungen kommt sowohl künstliche Luftkühlung als auch natürliche Ölkühlung in Betracht. Drehtransformatoren für direkten Einbau in Verteilanlagen erhalten fast ausnahmslos natürliche Ölkühlung entsprechend den Gepflogenheiten im modernen Transformatorbau; dabei kann sowohl einer Innenraum- als auch Freiluftaufstellung entsprochen werden.

Einen der wichtigsten Gesichtspunkte für den Bau von Drehtransformatoren bildet der Schutz der Wicklungen gegen Überströme. Es ist allgemein bekannt, daß Drehtransformatoren im Kurzschlußfalle in Relation zu ihrer Eigenleistung sehr großen Beanspruchungen unter-

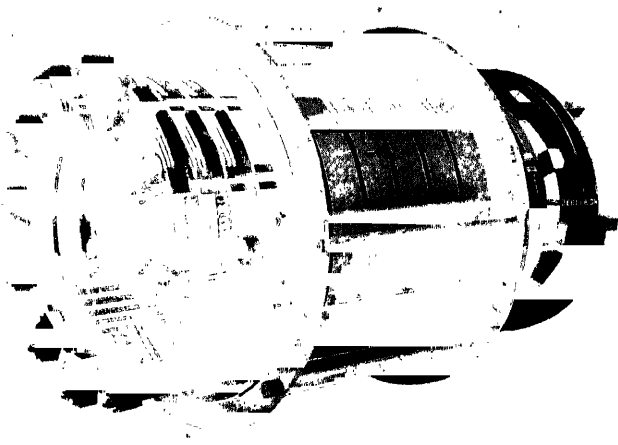


Abb. 4.

worfen sind. Es sei hier noch hingewiesen, daß bezüglich der Überströme der Stufentransformator eher ungünstiger dasteht als der Drehtransformator, da ersterer normalerweise für eine vielfach kleinere Kurzschlußspannung entworfen wird. Der Übergang auf die zweipolige Ausführung hat beim gleichen Modell die Beanspruchungen pro em Länge des Spulenkopfes praktisch nicht geändert, da die vierpolige Anordnung als Zweiebenenwicklung und die zweipolige als Dreiebenenwicklung zur Ausführung gelangt. Hingegen ist zu sagen, daß die aus dem Eisen herausragenden geraden Wicklungsteile der Spulenköpfe in der zweipoligen Anordnung fast doppelt so großen Kräften unterworfen sind, warum auch eine Abstützung gegeneinander durch Einbinden von Abstützmaterial resp. Verwendung von Abstützrechen zur Notwendigkeit wird. Eine Ausführungsart einer solchen kurzschlußsicheren Abstützung zeigen Abb. 4 und 5 für einen zweipoligen Drehtransformator in Walzeisenkonstruktion. Alle diese Beanspruchungen hängen aber letzten

Endes davon ab, an welchen Ort der Drehtransformator im Netz placiert wird.

Sowohl der Drehtransformator als auch der Stufentransformator erhalten beim Kurzschluß in einem unendlich starken Netz an ihrer im Zuge der Leitung liegenden Wicklung bei z. B.  $\pm 10\%$  Regelung die ca. 10fache Nennspannung aufgedrückt. Hierbei treten naturgemäß

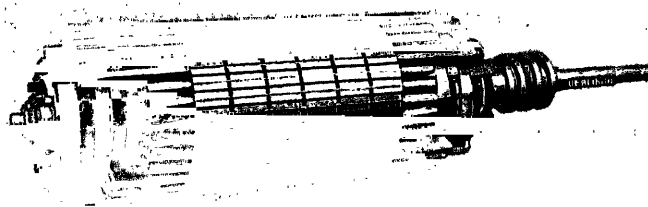


Abb. 5.

starke Übersättigungen auf und in Verbindung hiermit hohe Magnetisierungsströme, deren Wirkung dahin geht, die Kurzschlußströme noch weiter zu erhöhen, da durch das Auftreten hoher Magnetisierungsströme für einen Teil der Statorströme die Reaktanz der Rotorwicklung verlorengeht. Das Stromübersetzungsverhältnis von Stator zu Rotor wird stark geändert, so daß die Rotorströme nicht in gleichem Maße steigen wie die Statorströme. Liegen weitere Reaktanzen im Zuge der Leitung,

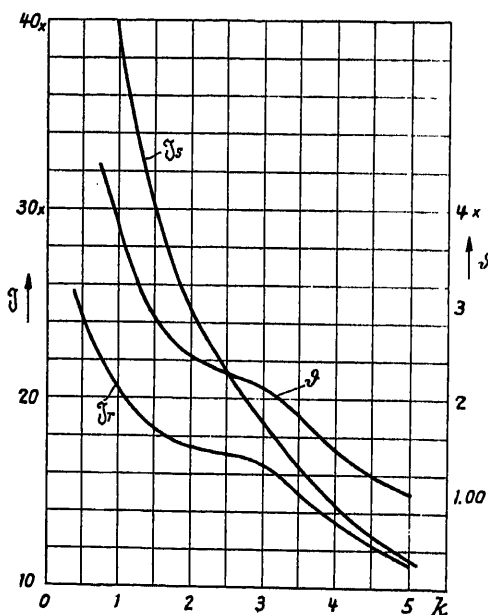


Abb. 6.

wie z. B. Transformatoren, Leitungen, so werden dieselben die Kurzschlußverhältnisse des Drehtransformators in dem Maße ändern, als sie mit der auf die durchgehende Leistung bezogenen Statorkurzschlußreaktanz des Drehtransformators vergleichbar sind. Abb. 6 zeigt für direkten dreiphasigen Kurzschluß die Verhältnisse in Funktion eines Faktors  $k$ , der gleich ist dem Quotient aus vorgeschalteter Netzreaktanz ( $e_n$ ) und der Statorreaktanz des Drehtransformators ( $e_{ks}$ ). Beträgt die Netzreaktanz  $e_n = 7\%$ , so kann mit einem  $k = 4$  gerechnet werden, und es liegen keine erschwerten Verhältnisse vor; erfolgt hingegen der Einbau des

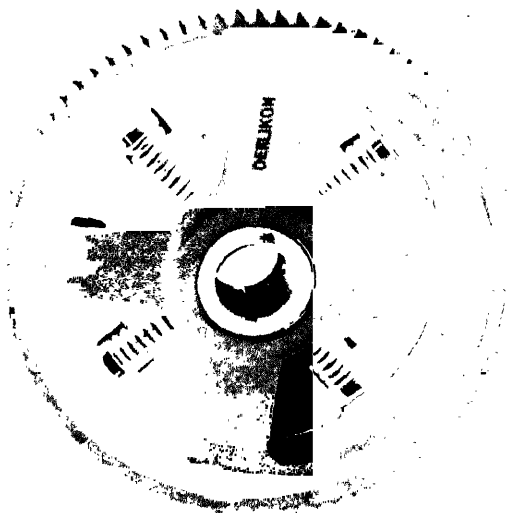


Abb. 7.

Drehtransformators in der Zentralennähe mit relativ dazu geringer Durchgangsleistung, so nähern wir uns dem Werte  $k = 1$ , wo neben den schwierigen mechanischen Kurzschlußkräften auch noch den thermischen Beanspruchungen der Wicklungen besondere Beachtung geschenkt werden muß. In solchen Ausnahmefällen wird daher der Einbau einer Schutzreaktanzspule oft nicht von der Hand zu weisen sein.

Zum Schutz des Antriebes der Drehtransformatoren versieht die Maschinenfabrik Oerlikon letztere mit einer ihr patentierten, sog. Rutschkupplung; ein Ausführungsbeispiel zeigen Abb. 7 und 8. Diese Rutschkupplung erlaubt durch entsprechende Einstellung der Federn den Rotor des Drehtransformators mit seinem Antriebsmechanismus derart zu kuppeln, daß beim Auftreten übermäßiger Drehmomente z. B. infolge Überlast oder Kurzschluß der Rotor sich von seinem Antriebsmechanismus löst und dadurch freigegeben wird, so daß Welle und Antrieb des Drehtransformators vor Beschädigung geschützt sind. Da der Rotor in einem solchen Falle sich entkuppelt, versieht die Maschinen-



fabrik Oerlikon alle ihre Drehtransformatoren mit Schleifringen, wie es Abb. 5 zeigt. Normalerweise werden die Federn der Rutschkupplung für ein maximales Drehmoment eingestellt, das ungefähr dem 2- bis  $2\frac{1}{2}$ -fachen Nennmoment entspricht. Für die mechanische Beanspruchung des Antriebes bedeutet der Übergang zur zweipoligen Ausführung eine wesentliche Erleichterung, indem bei gleicher interner Leistung das Nennmoment nur halb so groß ist.

Bei automatischen Spannungsregelanlagen ist es wichtig, einerseits aus wirtschaftlichen Gründen, weil die Belastung Schwankungen unterworfen ist, andererseits aus Gründen der Kontinuität der Energielieferung, die gesamte Belastung auf mehrere Reglereinheiten zu verteilen.

Wirtschaftliche und betriebstechnische Gründe führen somit zwangsläufig zu dem Problem des Parallellaufes von mehreren Drehtrans-

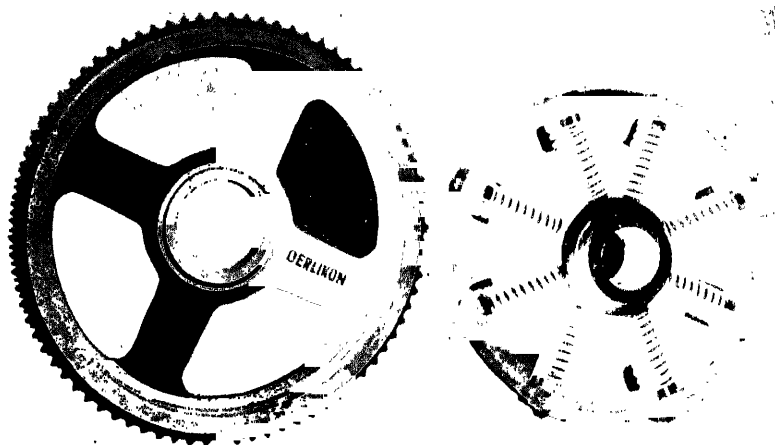
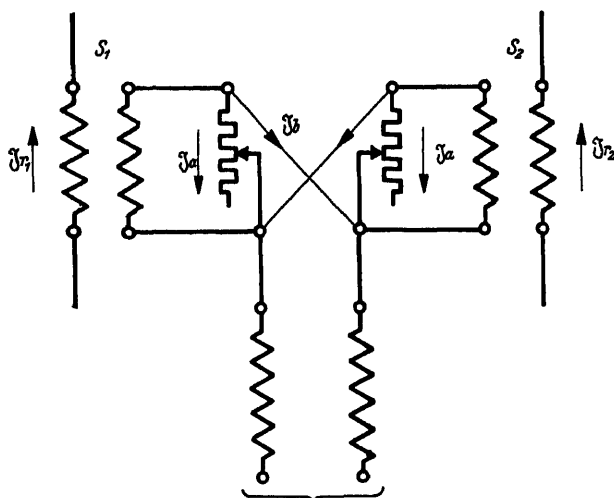


Abb. 8.

formatoren. Wenn wir hier von der mechanischen Kupplung der parallellaufenden Reglereinheiten, als nicht moderner Lösungsart, absehen, muß die Forderung gestellt werden, daß die parallellaufenden Drehtransformatoreinheiten synchron laufen und stets gleiche Stellung besitzen. Denn nur in diesem Falle wird in der Spannungsregelanlage ein Minimum an Verlusten und ein Schutz einzelner Glieder gegen Überlastung gewährleistet sein. Dieser im obigen skizzierten Forderung Genüge zu leisten, ist Zweck der automatischen Stabilisierung des Parallellaufes von Drehtransformatoren. Die Maschinenfabrik Oerlikon hat die Wichtigkeit dieser Bedingungen schon früh erkannt und sich eine Stabilisierungsschaltung für Drehtransformatoren patentieren lassen, die unter Verwendung der Rotorströme der Drehtransformatoren in einer Art Polygonschaltung von Stromwandlern auf rein elektrischem Wege die Stabilisierung beliebiger Anzahl von Drehtransformatoren ermöglicht. Da es sich in den meisten Fällen der Spannungsregelung lediglich

um die Verwendung von Einfachdrehtransformatoren handelt, Doppel-drehtransformatoren scheiden meist wegen der Kosten aus, so wollen wir die ersteren unseren Betrachtungen zugrunde legen.

Wie Abb. 9 zeigt, werden zur Stabilisierung Stromwandler ( $S_1$  und  $S_2$ ) verwendet, deren Primärwicklungen in je einer entsprechenden Rotorphase der parallellaufenden Drehtransformatoren liegen, während die Sekundärwicklungen einerseits über einstellbare Ohmsche Regulierwiderstände kurzgeschlossen, andererseits durch zwei sich kreuzende Verbindungsleitungen von Drehtransformator zu Drehtransformator gegeneinander geschaltet sind. In Abb. 10 sind einfachheitshalber nur zwei Drehtransformatoren angenommen, natürlich kann die Schaltung auf eine beliebige Anzahl sinngemäß erweitert werden. Stehen beide parallel-



*Spannungskreis der autom. Spannungsregelung*

Abb. 9.

laufende Drehtransformatoren in gleicher Lage, so sind die Rotorströme gleich, und die entsprechenden Sekundärströme der Stromwandler schließen sich über die gekreuzten Verbindungsleitungen; tritt dagegen eine Verstellung der beiden Drehtransformatoren gegeneinander ein, so wird ein Ausgleichstrom entstehen, der die beiden Regler im umgekehrten Sinne durchfließt. Die Primärströme der beiden Stromwandler werden sich daher als Summe resp. Differenz zweier Ströme darstellen lassen:  $I_{r1} = I_b + I_a$  und  $I_{r2} = I_b - I_a$ , wo mit  $I_b$  der Anteil gekennzeichnet sei, der gleich ist in beiden Drehtransformatoren, und mit  $I_a$  der Ausgleichstrom. Dieser letztere Strom läßt sich einfach als Differenz beider Rotorströme  $I_{r1} - I_{r2} = 2 I_a$  ausdrücken. Was geschieht nun an der sekundären Seite der Stromwandler: der dem Belastungsstrom  $I_b$  entsprechende sekundäre Stromanteil wird sich wieder über die gekreuzten Querverbindungen schließen, während der dem Ausgleich-

strom  $\mathfrak{I}_a$  entsprechende sekundäre Stromanteil jeweils über die Ohmschen Regulierwiderstände abgedrängt wird. Zwecks Stabilisierung des Parallelaufes der Drehtransformatoren wird nunmehr diese bei Unbalance an den Regulierwiderständen auftretende Spannung in den Kreis der Spannungsspulen der automatischen Spannungsregler gleichsinnig eingeführt, so daß bei Unbalance in beiden Drehtransformatoren eine gegenläufige Verstellung erfolgt, bis die Spannung an den Regulierwiderständen verschwindet und damit auch der Ausgleichstrom aufgehoben ist.

Es mutet auf den ersten Blick eigenartig an, daß gerade die Rotorströme zur Stabilisierung herangezogen werden; um dies zu klären, wollen wir eine Betrachtung über Größen- und Phasenverhältnisse des Ausgleichstromes anstellen. Es sei das Schema der Abb. 10 zugrunde gelegt; zwei Einfachdrehtransformatoren seien parallelgeschaltet, mit

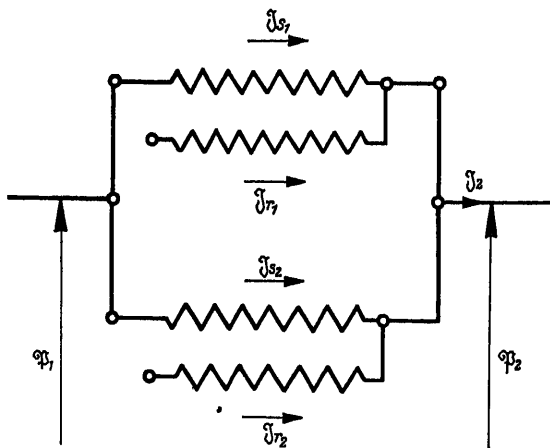


Abb. 10.

$\mathfrak{I}_s$  bezeichnen wir die Statorströme und mit  $\mathfrak{I}_r$  die Rotorströme, die Spannungen vor und nach den Drehtransformatoren seien  $\mathfrak{P}_1$  und  $\mathfrak{P}_2$  und die Belastung durch den Strom  $\mathfrak{I}_2$  gekennzeichnet. Die jeweilige Stellung der Rotoren sei durch einen Einheitsvektor  $\mathfrak{C} = 1 \cdot e^{j\psi}$  gekennzeichnet, der angibt, um welchen Winkel  $\psi_{rel}$  die Rotorwicklung relativ zur Statorwicklung im Sinne des Drehfeldes vorausgedreht ist. Das Verhältnis der effektiven Windungszahlen der Rotorwicklung zur Statorwicklung sei als Übersetzung mit  $U$  bezeichnet, dasselbe ist für beide Drehtransformatoren gleich. Wenn wir nun einfachheitshalber die Leerströme der Drehtransformatoren vernachlässigen, so können wir die Grundgleichungen der Drehtransformatoren wie folgt schreiben:

$$\frac{\mathfrak{I}_s}{U\mathfrak{C}} + \mathfrak{I}_r = 0, \quad \mathfrak{P}_1 - \mathfrak{I}_s\mathfrak{I}_s + \mathfrak{C}_s - \mathfrak{P}_2 = 0, \quad \mathfrak{P}_2 + \mathfrak{I}_r\mathfrak{I}_r - \mathfrak{C}_r = 0,$$

$$\mathfrak{C}_s = \frac{\mathfrak{C}\mathfrak{C}_r}{U},$$

worin mit  $\mathfrak{C}_r$  und  $\mathfrak{C}_s$  die vom Hauptfluß in der Rotor- resp. Statorwicklung induzierte EMK und mit  $\mathfrak{B}$ , resp.  $\mathfrak{B}_s$  die Streuimpedanzen derselben Wicklungen gekennzeichnet sind. Stellen wir nunmehr den Drehtransformator (1) in die Stellung  $\mathfrak{C}_1 = e^{j\psi_1}$  und den andern (2) in die Stellung  $\mathfrak{C}_2 = e^{j\psi_2}$ , so können wir die Rotorströme  $\mathfrak{I}_{r1}$  und  $\mathfrak{I}_{r2}$  folgend ausdrücken:

$$\mathfrak{I}_{r1} \cdot \left[ 1 + \frac{\mathfrak{C}_2}{\mathfrak{C}_1} \cdot \frac{(1 - U \mathfrak{C}_1)}{(1 - U \mathfrak{C}_2)} \right] = \mathfrak{I}_2 \cdot \frac{\mathfrak{C}_2}{\mathfrak{C}_1 (1 - U \mathfrak{C}_2)} + \frac{\mathfrak{B}_2}{\mathfrak{B}_{kr}} \cdot \left( \frac{\mathfrak{C}_2 - \mathfrak{C}_1}{\mathfrak{C}_1} \right),$$

$$\mathfrak{I}_{r2} \cdot \left[ 1 + \frac{\mathfrak{C}_1}{\mathfrak{C}_2} \cdot \frac{(1 - U \mathfrak{C}_2)}{(1 - U \mathfrak{C}_1)} \right] = \mathfrak{I}_2 \cdot \frac{\mathfrak{C}_1}{\mathfrak{C}_2 (1 - U \mathfrak{C}_1)} - \frac{\mathfrak{B}_2}{\mathfrak{B}_{kr}} \cdot \left( \frac{\mathfrak{C}_2 - \mathfrak{C}_1}{\mathfrak{C}_2} \right),$$

worin  $\mathfrak{B}_{kr}$  die auf die Rotorklemmen bezogene Kurzschlußimpedanz des Drehtransformators darstellt und sich aus den Teilbeträgen  $\mathfrak{B}_r$  und  $\mathfrak{B}_s$  zusammensetzt:

$$\mathfrak{B}_{kr} = \mathfrak{B}_r + U^2 \cdot \mathfrak{B}_s.$$

Da  $U$  die Übersetzung der Drehtransformatoren meist eine große Zahl ist relativ zur Einheit, so kann obige Gleichung auch folgend geschrieben werden:

$$\mathfrak{I}_{r1} = - \frac{\mathfrak{I}_2}{2U \mathfrak{C}_1} + \frac{\mathfrak{B}_2}{2 \mathfrak{B}_{kr}} \cdot \left( \frac{\mathfrak{C}_2 - \mathfrak{C}_1}{\mathfrak{C}_1} \right)$$

und

$$\mathfrak{I}_{r2} = - \frac{\mathfrak{I}_2}{2U \mathfrak{C}_2} - \frac{\mathfrak{B}_2}{2 \mathfrak{B}_{kr}} \cdot \left( \frac{\mathfrak{C}_2 - \mathfrak{C}_1}{\mathfrak{C}_2} \right)$$

und

$$(\mathfrak{I}_{r1} - \mathfrak{I}_{r2}) = - \frac{\mathfrak{I}_2}{2U} \left( \frac{1}{\mathfrak{C}_1} - \frac{1}{\mathfrak{C}_2} \right) + \frac{\mathfrak{B}_2}{2 \mathfrak{B}_{kr}} (\mathfrak{C}_2 - \mathfrak{C}_1) \left( \frac{1}{\mathfrak{C}_1} + \frac{1}{\mathfrak{C}_2} \right).$$

Wie ersichtlich, läßt sich daher der Ausgleichstrom als geometrische Summe zweier Glieder ausdrücken. Die von der Stellung abhängigen Faktoren lassen sich einfacher schreiben, wenn wir einführen:  $\mathfrak{C}_1 = e^{j\psi_1}$  und  $\mathfrak{C}_2 = e^{j\psi_2}$  und für die Lagenabweichung der beiden Drehtransformatoren den Differenzwinkel:

$$(\psi_2 - \psi_1) = \Delta\psi,$$

$$\frac{\mathfrak{C}_2 - \mathfrak{C}_1}{\mathfrak{C}_1 \mathfrak{C}_2} = j 2 \sin \left( \frac{\Delta\psi}{2} \right) e^{-j \left( \psi_1 + \frac{\psi_2}{2} \right)} \sim j \cdot 1 \psi \cdot e^{-j \left( \psi_1 + \frac{\psi_2}{2} \right)},$$

$$\left( \frac{\mathfrak{C}_2 - \mathfrak{C}_1}{\mathfrak{C}_1} \right) \cdot \left( \frac{\mathfrak{C}_2 + \mathfrak{C}_1}{\mathfrak{C}_2} \right) = j 2 \sin \Delta\psi \sim j 2 \cdot 1 \psi.$$

Um die Größe der beiden Glieder abzuschätzen, nehmen wir an, daß die Belastung  $\mathfrak{I}_2$  der Größe nach gleich sei dem doppelten Wert des Statornennstromes eines Drehtransformators, dann läßt sich schreiben:

$$\left| \frac{\mathfrak{I}_2}{2U} \frac{\mathfrak{C}_2 - \mathfrak{C}_1}{\mathfrak{C}_1 \mathfrak{C}_2} \right| = \frac{J_{sn}}{U} \Delta\psi$$

und

$$\left| \frac{\mathfrak{B}_2}{2 \mathfrak{B}_{kr}} \cdot \frac{\mathfrak{C}_2 - \mathfrak{C}_1}{\mathfrak{C}_1} \cdot \frac{\mathfrak{C}_2 + \mathfrak{C}_1}{\mathfrak{C}_2} \right| = \frac{J_{sn} 2 \cdot \Delta\psi}{2 U \cdot \varepsilon_{ks}} = \frac{J_{sn}}{U} \Delta\psi \cdot \frac{1}{\varepsilon_{ks}},$$

wo  $\varepsilon_{ks}$  die prozentuelle Kurzschlußspannung des Drehtransformators, bezogen auf die Statorklemmen, kennzeichnet. Da  $\varepsilon_{ks}$  ungefähr 18% beträgt, so wird im Ausgleichstrom das zweite Glied  $\frac{1}{0,18} \approx 5$ - bis 6 mal so groß sein als das erste Glied und somit Größe und Phase nach den Ausgleichstrom allein bestimmen. Wir können daher schreiben:

$$(\mathfrak{I}_{r1} - \mathfrak{I}_{r2}) = j \frac{\mathfrak{P}_2}{\mathfrak{Z}_{kr}} \cdot \Delta\psi,$$

er wird daher auf dem Vektor  $\left(\frac{\mathfrak{P}_2}{\mathfrak{Z}_{kr}}\right)$  senkrecht stehen, in seiner Phasenlage unabhängig von der Stellung der Drehtransformatoren sein und der Größe nach mit der Lagenabweichung  $\Delta\psi$  variieren. Abb. 11 zeigt die

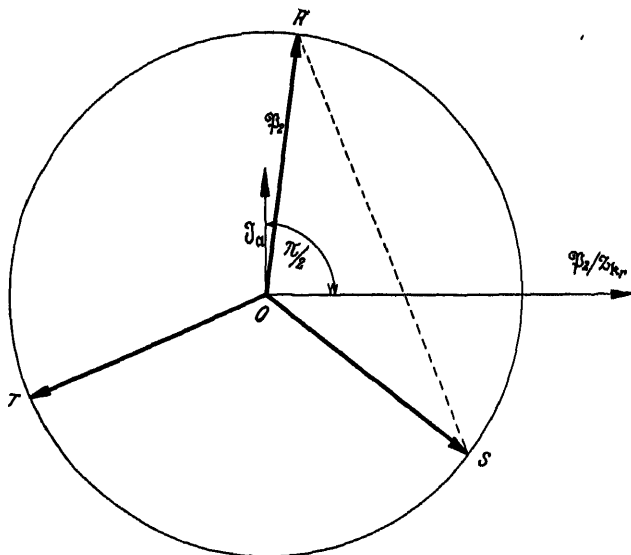
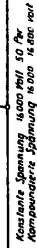


Abb. 11.

Lage des Ausgleichstromes  $\mathfrak{I}_a$ , wenn die Stabilisierstromwandler in der Phase R der Rotoren liegen; gleichzeitig ist ersichtlich, daß es zweckmäßig sein wird, den Spannungswandler des automatischen Spannungsreglers an die anliegende, nachteilende verkettete Spannung zu legen, somit an (R - S). Eine noch bessere Anpassung an die verkettete Spannung ließe sich erreichen durch einen induktiv Ohmschen Parallelschaltwiderstand zu den Stromwandlern.

Werden, wie schon öfters vorgeschlagen wurde, zur Stabilisierung in obiger Schaltung die Statorströme verwendet, so zeigt eine ähnliche Betrachtung, daß die Differenz der Statorströme sich ergibt zu:

$$(\mathfrak{I}_{s2} - \mathfrak{I}_{s1}) = - \frac{\mathfrak{P}_2 U}{\mathfrak{Z}_{kr}} \cdot (\mathfrak{U}_2 - \mathfrak{U}_1).$$



295

Schema der Induktionsregler-Anlage:

Es ändert daher dieser Ausgleichstrom seine Phase mit der jeweiligen Rotorstellung der Drehtransformatoren und ist somit zur Stabilisierung unbrauchbar. Sowohl Versuche als auch eine mehrjährige Bewährung im Betrieb haben gezeigt, daß diese Stabilisierschaltung auch bei Steuerung der Drehtransformatoren mittels Öldruckschnellregler ein stromloses Zu- und Abschalten der einzelnen parallel arbeitenden Gruppen gestattet und den Parallellauf stets sichert, wobei die Stromverteilung auf die einzelnen Gruppen innerhalb 3 bis 4% selbsttätig ausgeglichen wird.

Ein Gesamtschema einer solchen Unterstation mit drei parallel arbeitenden Drehtransformatoren ist in Abb. 11a dargestellt. Die Drehtransformatoren werden durch Öldruckschnellregler betätigt; außer der automatischen Spannungsregelung mit Compoundierung sind die oben beschriebene Stabilisierschaltung, ein Differentialschutz und verschiedene Temperaturkontrollenrichtungen in die Anlage eingebaut. Bemerkenswert ist noch, daß zwei der Drehtransformatoren für Innenaufstellung und der dritte für Freiluftaufstellung vorgesehen sind.

Die praktischen Ansprüche an die Spannungs Konstanz sind besonders in Verteilsystemen mit Lichtbelastung sehr stark gestiegen. Es ist bekannt, daß bei Verwendung von Metallfadenlampen die Variation der Lichtstärke relativ zur Spannungsvariation sich wie 3,50:1 verhält; für guten Betrieb soll die totale Spannungsvariation 2% nicht übersteigen. Die Spannung ist derart zu regeln, daß am Speisepunkte 2% zu hohe und am Netzende 2% zu niedrige Spannung herrscht, was einer Variation der Lichtstärke von  $\pm 7\%$  entspricht. Sofern eine langsame Änderung der Spannung erfolgt, ist dieser Wert als noch zulässig zu betrachten; treten hingegen solche Änderungen plötzlich auf, so werden dieselben unter Umständen schon unangenehm empfunden. Zusammenfassend kann daher gesagt werden, daß einerseits die Speisespannung für den mittleren Netzteil konstant gehalten werden, und andererseits, daß das Verteilungsnetz für  $\pm 2\%$  Spannungsunterschied berechnet werden muß. (Siehe *Burger* „Berechnung von Drehstrom-Kraftübertragungen“.)

In den meisten Fällen werden die Verhältnisse derart vorliegen, daß schon die ankommende Spannung Schwankungen unterworfen ist und somit eine auf vernachlässigbaren Abfall entworfene Zuleitung gar nicht in Frage kommt. Es muß daher die Spannungsregleinrichtung mit einer Zuleitung in der Weise kombiniert werden, daß sowohl die Abfälle im Feeder oder in Feeder und Zwischentransformation durch eine den Abfällen nach Größe und Phase angepaßte Compoundierung der Spannungsregleinrichtung bezüglich des Speisepunktes des Netzes aufgehoben werden. Wie weit hier gegangen werden kann, muß durch eine Wirtschaftlichkeitsrechnung kargetan werden; darin müssen die Übertragungskosten mit dem wirtschaftlichen Querschnitt, die Kosten der Regleinrichtung, ferner die Kosten der Verluste in der Übertragung und der Regleinrichtung in Rechnung gezogen werden.

Wenn nun die technische Güte der gelieferten Spannung eine in obiger Grenze einzuhaltende Spannungs Konstanz fordert, so hat dasselbe Problem auch eine für die Energielieferanten wichtige wirtschaftliche

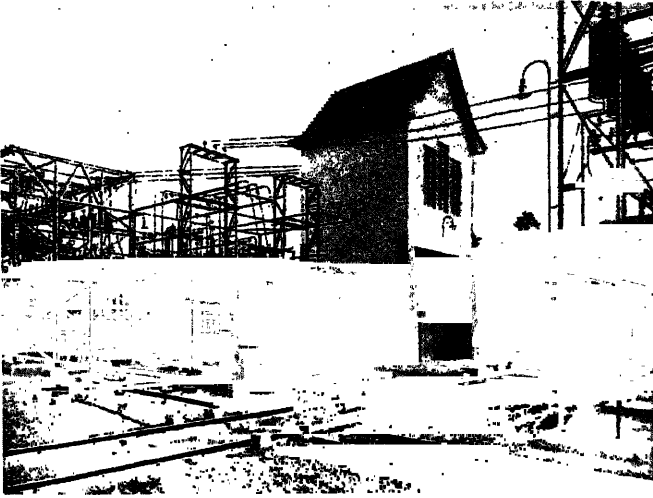


Abb. 12.

Seite, indem aus der Spannungskonstanz für das liefernde Werk gewisse Mehreinnahmen resultieren, die sonst verloren gingen.

Diesen im obigen kurz skizzierten Forderungen entspricht im vollsten Maße eine Spannungsregelung mittels Drehtransformatoren. In allen Fällen wird eine automatische Betätigung der Drehtransformatoren in Frage kommen; je nach der gewünschten Schnelligkeit der Spannungs-

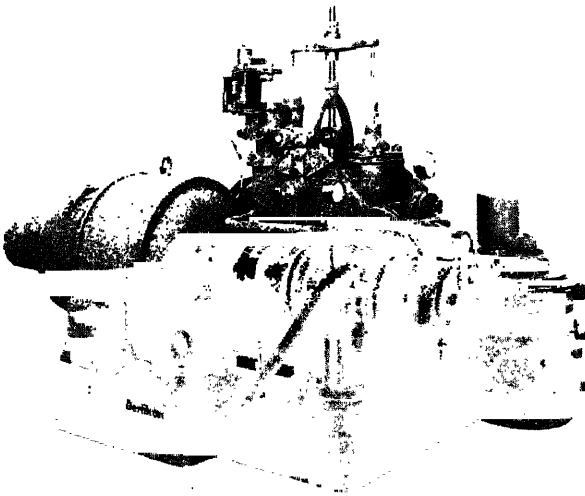


Abb. 13.



regelung wird die Betätigung der Drehtransformatoren entweder mittels Kontaktvoltmeter (z. B. Thury-Regler mit Kohlenumschalter) und Servomotorantrieb genügen, oder es wird zur Betätigung des Drehtransformators ein Öldruckschnellregler herangezogen. In der ersten Lösungsart benötigt der Drehtransformator ca. 10 bis 30 s, um von einer Endlage in die andere zu gelangen; in der zweiten Lösungsart sind hierzu ca. 15 s nötig. Die Empfindlichkeit der Spannungsregelung beträgt für beide Antriebsarten ca.  $\pm 0,50\%$ .

In den meisten Fällen genügt eine Spannungsregelung mittels Kontaktvoltmeter und Servomotorantrieb; ein Beispiel einer solchen Freiluftanlage für direkten Einbau zeigt Abb. 12; die Durchgangsleistung beträgt je Drehtransformator 600 kVA bei einer variablen Spannung

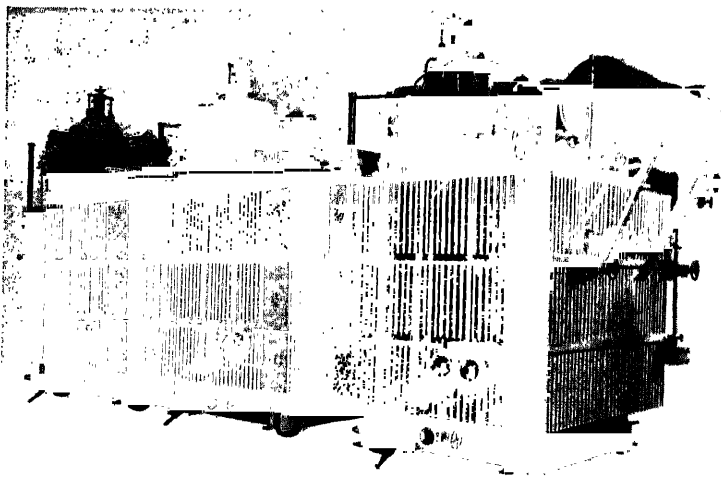


Abb. 14.

zwischen 14400 und 17600 V und einer regulierten Spannung von 16000 V. Der Antrieb der Drehtransformatoren erfolgt durch einen Drehstrom-Kurzschlußmotor, welcher in einem separaten Antriebskasten untergebracht ist und über Zahnräder und Wellen die Rutschkupplung auf dem Drehtransformator betätigt.

Ist mit heftigen Stromstößen zu rechnen, wie sie z. B. bei Anschluß eines Stahlofens oder Walzwerkes vorkommen, so muß zu einer Schnellregulierung gegriffen werden. Abb. 13 zeigt einen solchen Öldruckschnellregler für ein Nennmoment von 420 kg/m; ein elektrisch gesteuertes Ventil beeinflusst den Ölservomotor, das Drucköl liefert eine Zahnradpumpe, angetrieben durch einen Elektromotor mit Selbstanlasser. Abb. 14 zeigt drei Drehtransformatoren mit aufgebautem Öldruckschnellregler, zwei davon sind für Innenmontage und der dritte für Freiluftaufstellung vorgesehen. Einen Regulierstreifen einer solchen

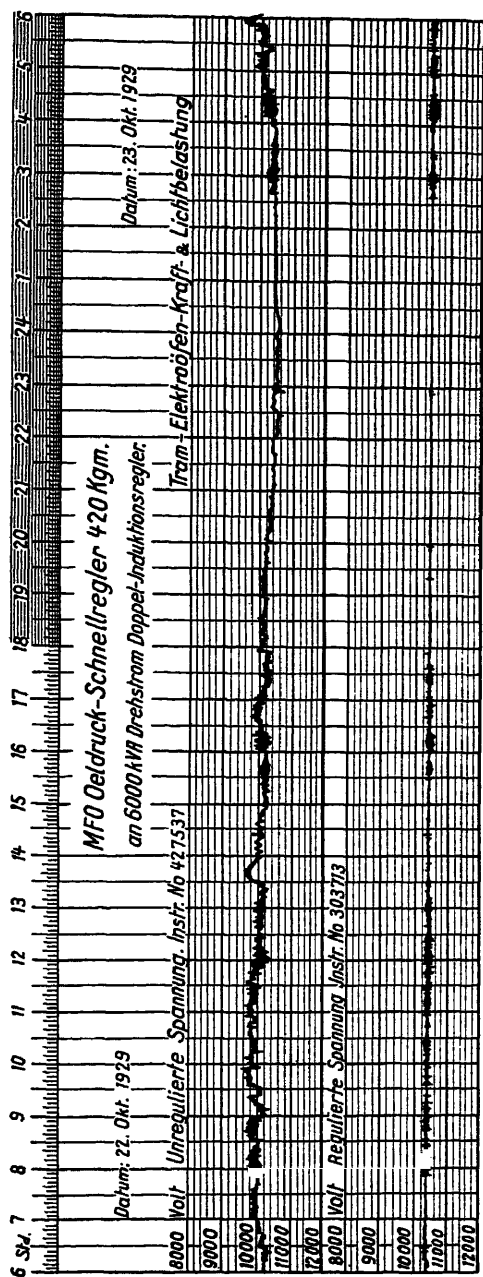


Abb. 14a.

Drehtransformatorenanlage mit Öldrucksteuerung zeigt Abb. 14; die obere Kurve gibt den Verlauf der zugeführten unregulierten Spannung an und die untere die regulierte Spannung.

### Résumé

Le convertisseur rotatif mérite un intérêt plus grand que celui qu'on lui accorda jusqu'à présent. Le transformateur à réglage progressif (à étages) lui a fait une concurrence sérieuse. Seule la question de prix décidait du choix. Pour réduire le prix de ces transformateurs, il faut augmenter leur puissance spécifique et rendre leur construction mécanique plus économique.

A cet effet, on emploie des alliages ferreux spéciaux et on pousse la saturation aussi loin que possible, d'où il résulte en même temps une réduction des dimensions. On abandonne la construction par moulage pour celle en aciers laminés.

Toutes ces causes font que pour des tensions de 6 à 10 kV, le prix du convertisseur rotatif est comparable à celui du transformateur à étages. Pour des voltages plus élevés ce dernier est plus économique.

Des convertisseurs construits par la maison Oerlikon, fonctionnant en plein air, démontrent que ces machines sont réalisables et fonctionnent directement sur le réseau, avec sécurité.

Le refroidissement se fait généralement à l'huile.

La sollicitation de court-circuit est déterminée par le lieu où est placée la machine. Lors du court-circuit il y a de grandes sursaturations, aussi la self de l'enroulement du rotor est perdue pour une partie du courant du stator. En cas de court-circuit, il faut tenir compte, non seulement des grandes forces mécaniques qui se développent, mais des efforts thermiques importants dans les enroulements.

Pour garantir les parties mécaniques, on prévoit un accouplement breveté à désembrayage automatique. Comme le rotor tombe hors phase, en ce cas, on le pourvoit de bagues de contact.

Pour satisfaire à l'économie et à la continuité de la fourniture de courant, on répartit l'énergie totale sur plusieurs unités régulatrices, dans une station de réglage. Cette disposition pose le problème du fonctionnement en parallèle de plusieurs convertisseurs rotatifs. Il faut que les machines soient synchronisées et en concordance de phase. Le rapport décrit une disposition brevetée de Oerlikon pour stabiliser automatiquement les convertisseurs rotatifs. Elle permet un réglage pour ainsi dire continu, et sans variations brusques.

Le problème de la constance du voltage dans des réseaux qui servent aussi à l'éclairage est très ardu. La compensation doit se faire conformément aux chutes de tension dans le feeder, et dans le transformateur intermédiaire. Ceci est réalisé le mieux par des convertisseurs rotatifs.

Pour le réglage, d'après la vitesse avec laquelle on veut qu'il se fasse, on emploiera soit un voltmètre à contact avec servo-moteur, soit un régulateur rapide à huile sous pression.

China

## A Method of Most Economically Proportioning the Dimensions of a Transformer

National Research Institute Department of Physical Sciences

*K. T. Wang*

Engineering design is generally so complicated a problem and involves so many variables that pure mathematical analysis is impossible and some empirical formulae chosen by experience are necessary. Transformers are usually designed from formulae more or less of that character.

We found, however, that in transformer design, if the flux density, current density, size of conductors, thickness of insulation, width of ventilating ducts, etc. are predetermined, a method for evaluating the most economical dimensions may be derived mathematically. It will be applicable in designing a transformer of cheapest first cost, or lowest total losses, or lowest total expenses, standing at any rate of interest, and running with any load factor. Only a few easy trials produce quite accurate results.

Denote the dimensions of a transformer as follows:—

Breadth of the window  $\equiv b$

Height of the window  $\equiv h$

Width of the core  $\equiv w$

and Thickness of the core  $\equiv t$

then the total volume of the winding is

$$(n_1 w + n_1 t + n_2 b + l_1) b h,$$

and that of the core is

$$(n_3 b + n_4 h + n_5 w + l_2) w t.$$

The quantities within the parentheses are the mean lengths of the coil or core, and the outside multipliers, the cross sections. The numbers  $n$  are the duplication of any length of coil or core in series, parallel, or series-parallel depending on the type of the transformer whether core or shell, and the number of phases. The lengths  $l$  are the sums of the thicknesses of insulation between coils, between coil and core, the widths of ventilating ducts, and  $b$ , which are predetermined and not varied with the main dimensions.

Since, for given current and flux densities, space and load factors, the first costs, losses and total expenses may all be expressed as so much

per unit gross volume; therefore the most economical design may be written as follows:—

$$(n_1 w + n_1 t + n_2 b + l_1) b h C_c + (n_3 b + n_4 h + n_5 w + l_2) w t C_f = \min., \quad (1)$$

$C_c$  and  $C_f$  are the first costs or the like, per unit gross volume of the coil and core respectively. The dimensions  $b$ ,  $h$ ,  $w$  and  $t$  are four independent variables and their product is proportional to the capacity of the transformer, so

$$W = k b h w t; \quad (2)$$

where  $W$  denotes the capacity of the transformer and  $k$  a constant depending on the current and flux densities, the space factors and the frequency. Differentiate both equations (1) and (2) we have

$$\left. \begin{aligned} (n_1 dw + n_1 dt + n_2 db) b h C_c + \left( \frac{db}{b} + \frac{dh}{h} \right) (n_1 w + n_1 t + n_2 b + l_1) b h C_c \\ + (n_3 db + n_4 dh + n_5 dw) w t C_f + \left( \frac{dw}{w} + \frac{dt}{t} \right) (n_3 b + n_4 h + n_5 w + l_2) w t C_f = 0 \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

and

$$\frac{db}{b} + \frac{dh}{h} + \frac{dw}{w} + \frac{dt}{t} = 0. \quad (4)$$

Eliminate  $dt$  from equations (3) and (4)

$$\left\{ \begin{aligned} n_1 dw - n_1 t \left( \frac{db}{b} + \frac{dh}{h} + \frac{dw}{w} \right) + n_2 db \} b h C_c + (n_3 db + n_4 dh + n_5 dw) w t C_f \\ + \left( \frac{db}{b} + \frac{dh}{h} \right) \{ (n_1 w + n_1 t + n_2 b + l_1) b h C_c - (n_3 b + n_4 h + n_5 w + l_2) w t C_f \} = 0 \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

Considering the four independent variables since the differential of  $t$  has been already eliminated between equations (3) and (4), therefore condition (5) will be satisfied by separately equating the three partial differential coefficients for  $db$ ,  $dh$  and  $dw$  to zero. Thus we have

$$\begin{aligned} (n_1 w + n_1 t + n_2 b + l_1) b h C_c - (n_3 b + n_4 h + n_5 w + l_2) w t C_f \\ + (n_2 b - n_1 t) b h C_c + n_3 b w t C_f = 0. \end{aligned} \quad (6)$$

$$\begin{aligned} (n_1 w + n_1 t + n_2 b + l_1) b h C_c - (n_3 b + n_4 h + n_5 w + l_2) w t C_f \\ - n_1 t b h C_c + n_4 h w t C_f = 0. \end{aligned} \quad (7)$$

and

$$(n_1 w - n_1 t) b h C_c + n_5 w^2 t C_f = 0. \quad (8)$$

From equations (6) and (7)

$$n_2 b^2 h C_c + (n_3 b - n_4 h) w t C_f = 0. \quad (9)$$

From equation (7)

$$(n_1 w + n_2 b + l_1) b h C_c - (n_3 b + n_5 w + l_2) w t C_f = 0. \quad (10)$$

From equations (8), (9) and (10)

$$\frac{C_f}{C_c} \cdot \frac{w t}{b h} = \frac{n_1 t - n_1 w}{n_5 w} = \frac{n_2 b}{n_4 h - n_3 b} = \frac{n_1 w + n_2 b + l_1}{n_3 b + n_5 w + l_2} = A, \text{ say.}$$

If we choose an approximate value of  $A$ , then from the first expression of  $A$  and the equation (2) we can find the products  $wt$  and  $bh$ . Next from the value  $wt$  and the second expression of  $A$ , the values  $w$  and  $t$ , and from the value of  $bh$  and the third expression of  $A$ , the values  $b$  and  $h$ . Lastly substitute the values  $w$  and  $b$  into the fourth expression of  $A$ , a much more accurate value of the same may be found. Or if we denote the ratio  $C_f/C_e$  by  $R$  and the quantity  $W/k$  by  $K$ , then from

$$bhwt = K$$

and

$$R \frac{wt}{bh} = A$$

we have

$$wt = \left( \frac{KA}{R} \right)^{\frac{1}{2}} \quad (11)$$

and

$$bh = \left( \frac{KR}{A} \right)^{\frac{1}{2}}. \quad (12)$$

Next since

$$\begin{aligned} \frac{n_1 t - n_1 w}{n_5 w} &= A \\ \frac{t}{w} &= \frac{n_5 A + n_1}{n_1}, \end{aligned} \quad (13)$$

from (11)

$$t = \left( \frac{n_5 A + n_1}{n_1} \right)^{\frac{1}{2}} \left( \frac{KA}{R} \right)^{\frac{1}{2}} \quad (14)$$

and

$$w = \left( \frac{n_1}{n_5 A + n_1} \right)^{\frac{1}{2}} \left( \frac{KA}{R} \right)^{\frac{1}{2}}. \quad (15)$$

also since

$$\begin{aligned} \frac{n_2 b}{n_4 h - n_3 b} &= A \\ \frac{h}{b} &= \frac{n_2 + n_3 A}{n_4 A}, \end{aligned} \quad (16)$$

from (12)

$$h = \left( \frac{n_2 + n_3 A}{n_4 A} \right)^{\frac{1}{2}} \left( \frac{KR}{A} \right)^{\frac{1}{2}} \quad (17)$$

and

$$b = \left( \frac{n_4 A}{n_2 + n_3 A} \right)^{\frac{1}{2}} \left( \frac{KR}{A} \right)^{\frac{1}{2}}. \quad (18)$$

Lastly from (15) and (18)

$$\left. \begin{aligned} \frac{n_1 w + n_2 b + l_1}{n_3 b + n_5 w + l_2} &= \frac{n_1 \left( \frac{n_1}{n_5 A + n_1} \right)^{\frac{1}{2}} \left( \frac{K A}{R} \right)^{\frac{1}{4}} + n_2 \left( \frac{n_4 A}{n_2 + n_3 A} \right)^{\frac{1}{2}} \left( \frac{K R}{A} \right)^{\frac{1}{4}} + l_1}{n_5 \left( \frac{n_1}{n_5 A + n_1} \right)^{\frac{1}{2}} \left( \frac{K A}{R} \right)^{\frac{1}{4}} + n_3 \left( \frac{n_4 A}{n_2 + n_3 A} \right)^{\frac{1}{2}} \left( \frac{K R}{A} \right)^{\frac{1}{4}} + l_2} \\ &= \frac{n_1 \left( \frac{n_1}{n_5 A + n_1} \right)^{\frac{1}{2}} + n_2 \left( \frac{n_4 R}{n_2 + n_3 A} \right)^{\frac{1}{2}} + l_1 \left( \frac{R}{K A} \right)^{\frac{1}{4}}}{n_5 \left( \frac{n_1}{n_5 A + n_1} \right)^{\frac{1}{2}} + n_3 \left( \frac{n_4 R}{n_2 + n_3 A} \right)^{\frac{1}{2}} + l_2 \left( \frac{R}{K A} \right)^{\frac{1}{4}}}, \end{aligned} \right\} (19)$$

being a much more accurate value of  $A$ . By applying the formula (19) the correct value of  $A$  may generally be found at once. Only when the first trial value of  $A$  is too far from the actual one the calculation needs to be repeated once or twice. Substituting the value of  $A$  so found into the equations (14), (15), (17) and (18) the dimensions of a theoretically most economical transformer are obtained.

It must be pointed out here that since the four dimensions do not include the spaces for thickness of insulation between coils, between coil and core, width of ventilating ducts, and b., or those included in the predetermined quantities  $l$ , which do not vary with the space for wires or stampings, therefore such dimensions must be properly added to the found net dimensions to obtain the actual gross ones.

### Zusammenfassung

In diesem Bericht versuchten wir die besten Maßverhältnisse eines Transformators mathematisch zu bestimmen. Wir erhalten ein System von vier Gleichungen, das sich näherungsweise behandeln läßt, da eine genaue Lösung sehr schwer ist. Ferner bekommen wir noch eine Gleichung, die, wenn wir versuchsweise den Wert der Unbekannten in der ersten Näherung gebrauchen, sogleich eine viel genauere zweite Näherung liefert.

## Generalbericht

# Bau von Groß-Generatoren und -Transformatoren und anderen elektrischen Maschinen

*Prof. Dr.-Ing. M. Kloss*

### Inhaltsangabe der Einzelberichte

**Bericht Nr. 218a:** Die neueste Entwicklung des schweizerischen Elektromaschinenbaues mit Rücksicht auf größte Spannungen und Leistungen (Schweiz) Prof. Dr.-Ing. B. Bauer und Prof. E. Dünner.

Grenzleistungen von Dampf- und Wasserturbogeneratoren, bedingt durch Materialeigenschaften, Kurzschlußfestigkeit, Isolation und Transportrücksichten, ebenso für Gleichstromgeneratoren (Rücksicht auf Stromwendung und Lamellenspannung) und Einankerumformer.

Begrenzung der Leistung bei Großtransformatoren durch die Kurzschlußkräfte, Grenze der Spannung hauptsächlich durch Konstruktion der Durchführungen gegeben. Beschreibung großer Mehrwicklungs-Transformatoren und eines Hochspannungsprüftransformators für  $1,5 \cdot 10^6$  V.

Drehregler in kurzschlußsicherer Bauart.

Fortschritte im Bau von Quecksilberdampf-Großgleichrichtern, insbesondere zur Verhütung der Rückzündung.

**Bericht Nr. 219:** Große Dreiphasengeneratoren (Schweiz)  
Ing. E. Hunziker

Beschreibung dreier Turbogeneratoren mit Abbildungen:

45 000 kVA/3000 U/min;

88 500 kVA/1800 U/min (Hellgate);

100 000 kVA/1500 U/min (Zschornewitz), 6500 V (später 13 000 V)

(zur Zeit größte in Europa zur Aufstellung gelangender).

Gesichtspunkte für Grenzleistungen.

Beschreibung eines Wasserturbogenerators mit vertikaler Welle 35 000 kVA/75 U/min, größte in Europa gebaute Maschine.

Liste der größten bisher gebauten oder im Bau befindlichen Wasserturbogeneratoren, und Angabe der Grenzleistungen für verschiedene Drehzahlen zwischen 1000 und 250 U/min und weniger.



**Bericht Nr. 375:** Grenzleistungen im Elektromaschinenbau (Tschechoslowakei)

Prof. F. Niethammer

Für *Dampfturbogeneratoren* werden Angaben gemacht hinsichtlich Grenzleistung, Herstellungsverfahren, Materialeigenschaften, Kühlung, Maßnahmen zur Niedrighaltung der Zusatzverluste, Wahl der Generatorspannung, kritische Drehzahl, Kurzschlußkräfte.

Für *Wasserturbogeneratoren*: Konstruktionsformen, Grenzleistungen.

Für *Kommutatormaschinen*: Begrenzung der Leistung durch die Segmentspannung; Scheibenkommutator.

Für *Transformatoren und Ölschalter*: Grenzleistungen.

**Bericht Nr. 277:** Economic Developments in Turbine Generators in the United States (U. S. A.)

M. A. Savage

Steigerung der Generatorleistung (infolge Zusammenlegung größerer Netze) im letzten Jahrzehnt graphisch dargestellt. Verminderung der Verluste, Verbesserung der Kühlung und Verwendung besserer Baustoffe. Die möglichen Verbesserungen wurden an kleinen Modellmaschinen studiert. Kurzschlußverhältnis und -sicherheit; Untersuchung der Kühlwirkung, Wasserstoffkühlung. Wahl der Grenzermärmung und der Generatorspannung, Konstruktion der Läufer.

Beschreibung einiger großer Maschinen (100000 und 160000 kVA).

**Bericht Nr. 234:** Economic Limits to the Rating of Large Water Wheel Driven Generators (U. S. A.)

F. D. Newbury and M. W. Smith

Graphische Darstellung der Grenzleistungen in Abhängigkeit von der Drehzahl. Schwungmoment in Hinsicht auf Spannungsänderung, Drehzahlsteigerung bei Entlastung. Voreilende Blindströme zum Aufladen langer Fernleitungen erfordern größere Maschinen (Vergrößerung des Kurzschlußverhältnisses, Vergrößerung des Luftspaltes zur Verhütung der Selbsterregung). Untersuchung der Stabilität der Maschinen beim Arbeiten auf große Netze: Einfluß des Kurzschlußverhältnisses, Verwendung eines Hilfserregers für die Erregung der Haupterregmaschine. Wahl der Generatorspannung; Isolation, insbesondere der Eingangsspulen gegen eindringende Wanderwellen. Beschreibung eines 40000-kVA-Generators mit vertikaler Welle,  $n = 138,5$ . Erwägungen über die Möglichkeit von Wasserstoffkühlung.

**Bericht Nr. 30:** Grenzbedingungen für Generatoren von hoher Spannung und hoher Leistung unter besonderer Berücksichtigung der Baustoffe und der Kühlung (Deutschland)

Dr. R. Pohl, E. Laßwitz und Mitarbeiter

Gründe für Steigerung der Maschinenleistung. Allgemeine mechanische und elektrische Grenzbedingungen.

*Turbogeneratoren*: Beanspruchung am Bohrungsrand für die verschiedenen Durchmesser. Elektromagnetische Prüfverfahren auf Fehlerfreiheit des Ballens. Ermittlung der Grenzleistung für zwei- und vier-

polige Turbos. Anordnung der Statorwicklung, Isolation, Unterdrückung von Streufeldern. Wärmeausdehnung der Stäbe. Erhöhung der Streureaktanz durch vertiefte Statornuten.

Kreislaufkühlung mit Eigenlüfter oder fremdem Lüfter.

Beschreibung einiger Grenzleistungsmaschinen (40000 kVA 3000 U/min; 100000/1500). Ausblick auf weitere Leistungssteigerung (durch größere Ballenlängen und Anwendung von Wasserstoffkühlung).

*Wasserturbinengeneratoren:* Grenzbedingungen, Konstruktion der Polbefestigung. Beschreibung einiger Grenzleistungsmaschinen.

*Dieselmotorengeneratoren:* Gesichtspunkte.

*Schutzeinrichtungen.*

*Bericht Nr. 215:* Le court-circuit des alternateurs de grande puissance (Belgique)

Ing. R. Brosens

Näherungsverfahren zu einfacher Berechnung des Stoß-Kurzschlußstromes und des Dauerkurzschlußstromes.

Notwendigkeit der Kenntnis des Gesetzes, nach dem der Kurzschlußstrom abklingt, wegen der Gefahr des Auftretens von Überspannungen bei unsymmetrischen Kurzschlüssen. Diese Gefahr wird an Hand von Oszillogrammen nachgewiesen.

*Bericht Nr. 185:* Extra High Terminal Voltage Rotary Electric Machinery (Japan)

Prof. Dr. Ing. Teruo Ueda

Auf Grund der vom Verfasser aufgestellten „Theorie der Aufbau-elemente für elektrische Maschinen“ werden für Maschinen mit besonders hoher Spannung untersucht:

Spezifische Spannung als Einflußfaktor der Klemmenspannung.

Entwurf für besonders hohe Klemmenspannungen.

Einfluß besonders hoher Klemmenspannungen auf die Größe elektrischer Maschinen.

Die Kenngrößen werden angegeben für Maschinen von 2 bis 100 Polen und Leistungen bis 200000 kVA.

*Bericht Nr. 32:* Asynchronmaschinen und ihre Verwendung zur Blindleistungserzeugung (Deutschland)

Dr.-Ing. M. Schenkel, Dr.-Ing. W. Sarfert und Mitarbeiter

Vorteile der Asynchronmaschine gegenüber der Synchronmaschine. Maßnahmen zur Behebung der Nachteile. Zusammenstellung verschiedener bewährter Schaltungsarten bei mechanischer und elektrischer Kupplung. Drehstromerregemaschinen, Erregung mit Netzfrequenz oder mit Schlupffrequenz. Konstruktive Ausführungsformen.

Der Asynchronmotor mit Erregemaschine für industrielle Antriebe.

Der unmittelbar kompensierte Asynchronmotor. Die reine Blindleistungsmaschine. Anlaßverfahren. Grenzleistung (bis 40000 kVA). Anwendung der Maschine zur Kupplung von Netzen verschiedener Frequenz. Verschiedene Schaltungsarten.

Asynchrongeneratoren, insbesondere für automatische Zentralen.

**Bericht Nr. 330:** Wechselstrommotoren mit geringer Phasenverschiebung (Dänemark)  
Dipl.-Ing. V. Meyer

In Gegenden mit vielen zerstreut liegenden landwirtschaftlichen Betrieben sind die sonst üblichen Mittel zur Verbesserung des Leistungsaktors (Aufstellung von Blindleistungsmaschinen, Verwendung kompensierter Motoren) wirtschaftlich nicht durchführbar. Für solche Fälle haben sich besonders entworfene, reichlich bemessene und schwach gesättigte Motoren mit sehr geringem Leerlaufstrom bewährt, bei denen der  $\cos \varphi$  bei Halblast noch über 0,9 liegt.

**Bericht Nr. 108:** Großmotoren mit Spezial-Kurzschlußanker für direktes Einschalten (Holland)  
Jr. A. Booden

Anpassung des durch *Boucherot* bekanntgewordenen Doppelnutmotors an eine vorgeschriebene Anlaufcharakteristik durch geeignete Wahl des Widerstandes und der Selbstinduktion der beiden Käfigwicklungen unter Fortfall der Rotorisolation. Beschreibung und Berechnungsunterlagen für solche Motoren von Leistungen bis zu 880 kW bei 120 U/min, die unmittelbar ans Netz angeschaltet werden können und gegen Vollastmoment anlaufen.

**Bericht Nr. 220:** Skizze über Fragen des Transformatorenbaues (Schweiz)  
Dipl.-Ing. J. Kübler

Gesichtspunkte für Bemessung und Konstruktion von Großtransformatoren, insbesondere für Drehstrom-Öltransformatoren: Kernaufbau, Wicklung, Isolation, Beanspruchung durch Sprungwellen, Durchführungen, Ölkasten. Transportschwierigkeiten. Kühlung. Regulier- und Mehrwicklungstransformatoren. Meßeinrichtungen.

Grenzleistung ca. 125000 kVA bei 50 Per/s.

**Bericht Nr. 31:** Aktuelles im Transformatorenbau (Deutschland)  
Dipl.-Ing. L. Roebel und Mitarbeiter

Einfluß der Erhöhung der Spannung und der Leistung, Mehrwicklungstransformatoren, Regulierung von Großtransformatoren (Schubtransformator), Kühlung, Kurzschlußsicherheit.

Erdschlußspulen.

Prüftransformatoren. Ausführungsbeispiele (bis 2000 kV).

Verwendung von Aluminium für Wicklungen.

**Bericht Nr. 260:** Impulse Voltage Strength of Transformers (U. S. A.)  
V. M. Montsinger and W. M. Dann

Vorschläge für Bestimmung der dielektrischen Stoßfestigkeit der Transformatorisolation und ihre Anpassung an diejenige des Netzes und der angeschlossenen Apparate auf Grund von Versuchsergebnissen. Die vorgeschlagene Methode hat sich in Amerika mehr und mehr eingeführt.

Als Maßstab für die Stoßfestigkeit der Transformatorisolation kann die Überschlagnspannung von trockenen Hänge-Isolatorenketten bei 60 Per/s angenommen werden. Die hiernach in Tabellenform gegebenen

Verhältnisswerte gelten nicht als zahlenmäßige Bestimmung für die Stoßfestigkeit, sondern bringen nur zum Ausdruck, daß die hiernach entsprechend den amerikanischen Normen ausgeführte Isolation sich im praktischen Betriebe bei Blitzeinschlägen bewährt hat.

*Bericht Nr. 149:* Gleichrichter. (Deutschland)

Dr.-Ing. M. Schenkel, Dr.-Ing. H. Meyer-Delius und  
Mitarbeiter

Übersicht über die Entwicklung.

Anwendungsgebiete der Groß-Gleichrichter (Bahnbetriebe, automatische Unterstationen mit Fernsteuerung, chemische Betriebe), Leistung bis 16000 A.

Dichtung, Quecksilberdampfpumpen. Herstellung der Kessel.

Verhütung von Rückzündungen. Kontrolle des Vakuums. Wasserkühlung. Entwicklung des Gesamtumsatzes von drei Firmen an Groß-Gleichrichtern von 1911 bis 1929.

Angaben über Glas-Gleichrichter; Grenze zur Zeit etwa 500 A bei Luftkühlung.

*Bericht Nr. 221:* Neue Errungenschaften auf dem Gebiete der Gleichrichter (Schweiz)

St. Widmer

Verschiedene von *Brown Boveri* entwickelte Einrichtungen zur Unschädlichmachung bzw. Unterdrückung von Rückzündung.

*Löschen* der Rückzündung im Gleichrichter durch negativ aufgeladene Gitter. Bei Parallelarbeiten mit anderen Gleichstromquellen: Vorschaltung eines Schnellschalters mit automatischer Wiedereinschaltung in die Kathodenleitung. Netzkurzschlüsse auf der Gleichstromseite werden durch die gleiche Einrichtung ebenfalls abgeschaltet. Wiederrückzündung durch Umpolung der Gitterladung.

*Verhütung* der Rückzündung durch Einbau eines Anodenschutzgitters aus konzentrischen Zylindern, die sich selbsttätig durch den Anodenstrom negativ aufladen. Steigerung der Typenleistung. Größte Type zur Zeit 16000 A.

*Bericht Nr. 402:* Recent Developments of the Mercury-Inverter and its Applications with Particular Reference to the Construction of a Rectiverter. namely. a Statical Frequency Changer (Japan)

Dr. R. Mitsuda

Beschreibung eines neuen Apparates, der als Umkehrung eines Quecksilberdampf-Gleichrichters Gleichstrom in Wechselstrom umzuwandeln gestattet mit Hilfe einer mittels Synchronmotors angetriebenen Lochscheibe, die die Zündung und Unterbrechung des Lichtbogens steuert.

Verwendung des Apparates zur Umwandlung von Gleichstrom in Gleichstrom anderer Spannung.

Vereinigung eines Gleichrichters mit einem Inverter in einem Apparate als Frequenzumformer für Wechselstrom, wobei zugleich auch die Phasenzahl geändert werden kann.

## Entwicklungslinien

### A. Drehstromsynchronmaschinen

Die immer größer werdenden Netze haben in den letzten 10 Jahren zu einer vorher kaum vorauszusehenden Steigerung der Leistung der Maschineneinheiten geführt.

Hierdurch erreicht man eine erhebliche Raum- und Gewichtsersparnis, wie sie durch folgende Zahlen verdeutlicht wird:

Maschinenleistung . . . . .	16 000 kW	80 000 kW
Erforderliche Grundfläche . . . . .	17 bis 18 m <sup>2</sup> /1000 kW	5,5 m <sup>2</sup> /1000 kW
Einheitsgewicht . . . . .	18,5 kg/kW	13 kg/kW
} für das Aggregat {		

Die Einheitsgewichte für moderne Generatoren allein betragen für 2polige Maschinen mit Gußgehäuse und Kupferwicklung etwa 2,35 bis 2,5 kg/kVA, für Maschinen mit geschweißtem Gehäuse, wie sie jetzt überall in Anwendung kommen, nur etwa 2,16 kg/kVA; für 4polige Maschinen (z. B. für Hellgate) 2,25 kg/kVA. Ferner erreicht man eine Ersparnis an Bedienungspersonal und schließlich eine wesentliche Vereinfachung der gesamten Schaltanlage, wodurch auch die Schaltwarte an Übersichtlichkeit gewinnt.

Die auf diesem Wege erreichbaren *Grenzleistungen* werden bedingt durch die zulässigen elektrischen, magnetischen und vor allem mechanischen Beanspruchungen, durch die ausführbare Baulänge des Läufers, durch die Größe der Verluste und ihre Abführung durch wirksame Kühlung sowie auch durch Rücksichten auf Transportmöglichkeiten.

Im einzelnen ergibt sich aus den vorgelegten Berichten folgendes Bild:

### I. Dampfturbo-Generatoren

Ausgeführt bzw. im Bau sind u. a. folgende Maschinen:

Polzahl	Leistung	Drehzahl	Frequenz	Läuferwicklung	Anlage
2	45 000	3000	50	Kupfer	Verschiedene
2	72 000	3000	50	Aluminium	?
4	94 000	1800	60	Kupfer	Hellgate
4	100 000	1500	50	Kupfer	Zschornowitz
2	160 000	1500	25	Kupfer (?)	New York Edison

Die *magnetische Beanspruchung* liegt hierbei wohl allgemein bei einer maximalen Luftspaltinduktion von etwa 7000 Gauß (mittlere Induktion von 4500 Gauß).

Mit der *elektrischen Beanspruchung* geht man heute bis zu etwa 650 A/cm. Mit diesen Werten erhält man bei den üblichen Läuferdurchmessern eine Leistung von etwa 14600 kVA für je 1 m Länge bei 3000 U/min.

Der *Läuferdurchmesser* seinerseits ist begrenzt durch die zulässige Umfangsgeschwindigkeit, die wiederum durch die Materialbeanspruchung infolge der Fliehkräfte bestimmt wird. Die erreichbaren Grenzleistungen sind daher in erster Linie von der Konstruktion des Läufers und von den Festigkeitseigenschaften der verwendeten Baustoffe abhängig. Die in den letzten Jahren erzielten Fortschritte sind nur möglich gewesen durch planmäßiges enges Zusammenarbeiten zwischen der Hüttentechnik und der Elektroindustrie.

Für Läufer bis zu 700 mm Dmr. wird geglühter Siemens-Martin-Stahl verwendet, bei größeren Durchmessern vergüteter Chrom-Nickel-Stahl mit einer Streckgrenze von 4500 bis 5000 kg/cm<sup>2</sup>, Zerreißfestigkeit 6500 bis 7000 kg/cm<sup>2</sup>, Dehnung 15 bis 25%, Kerbschlagarbeit 7 mkg.

Bei den *2poligen Läufern* wird in der Regel der Ballen mit dem Lagerzapfen zusammen in einem Schmiedestück hergestellt, und zwar entweder mit vollem Durchmesser, wobei die Nuten eingefräst werden, oder mit vermindertem Durchmesser, wobei die Zähne besonders hergestellt und in schwalbenschwanzförmige Nuten des Ballens eingesetzt werden.

Die Ballen aus *Chrom-Nickel-Stahl* müssen nach dem Schmieden gehärtet, wieder angelassen und vergütet werden. Dieses Verfahren setzt große Sachkenntnis und Sorgfalt voraus, damit die beim Vergüten unvermeidlichen und heute der Rechnung noch nicht zugänglichen Restspannungen in mäßigen Grenzen bleiben. Solche Restspannungen, vielleicht im Verein mit Ausscheidungen im Material, haben in mehreren Fällen zur Explosion von Läufern in Richtung eines Durchmessers geführt.

Um die Vergütung auch ins Balleninnere einzuführen, werden die Ballenkörper vor dem Vergüten mit etwa 100 mm Dmr. ausgebohrt. Diese Ausbohrung ermöglicht zugleich auch eine Nachprüfung des Balleninnern auf Fehlerstellen mittels Spiegelableuchtung. Auch kann nach einem von Dr. Pohl angegebenen Verfahren das eigentliche Balleninnere auf elektromagnetischem Wege auf Fehlerstellen untersucht werden.

Die *Festigkeitseigenschaften* des angelieferten Ballens werden mit allen Hilfsmitteln neuzeitlicher Technik durch Entnahme von Probestücken in radialer wie in tangentialer und axialer Richtung sorgfältigst untersucht. Durch genaue Messungen werden die etwa beim Bearbeiten auftretenden Formänderungen festgestellt.

Durch Eindrehen von Nuten in der Umfangsrichtung werden zwar Restspannungen beseitigt, gleichzeitig aber wird der Rotorkörper geschwächt und dadurch die kritische Drehzahl herabgesetzt.

Die höchste *Beanspruchung* durch die *Fliehkraft* tritt nicht in den Zähnen, sondern am Rand des Bohrungsloches auf. Erfahrungsgemäß kann man hier nicht mit dem vollen Wert der Streckgrenze rechnen, sondern nur mit etwa 4000 kg/cm<sup>2</sup>. Läßt man bei 3000 U/min eine Randspannung von 50% dieses Wertes zu (also bei der üblichen Schleuderdrehzahl von 3750 U/min 78% der Streckgrenze), so erhält man bei

den üblichen Nutentiefen einen zulässigen Läuferdurchmesser von 950 mm Dmr. bei Kupferwicklung und dabei eine Umfangsgeschwindigkeit von rd. 150 m/s bei der Nenndrehzahl und 187 m/s bei der Schleuderdrehzahl.

Das Bestreben der Hüttenindustrie geht dahin, eine Stahllegierung, z. B. mit Molybdänzusatz, zu finden, die weniger anspruchsvoll hinsichtlich der Vergütung ist und bei der infolgedessen die Gefahr von Restspannungen vermindert wird.

Für Läufer mit *Aluminiumwicklung* kann man bei dem gleichen Material bis zu einem Durchmesser von 1000 mm gehen.

Für die die Fliehkraft der Wickelköpfe aufnehmenden *Kappen* hat man heute zuverlässiges, unmagnetisches Material von außerordentlich hoher Zähigkeit (Streckgrenze etwa 7000 kg/cm<sup>2</sup>).

Die *Läufer* der 4poligen Maschinen werden, namentlich bei größerer Baulänge, mehrteilig ausgeführt, und zwar entweder als geschmiedeter Hohlkörper mit angeschraubten oder in die Bohrung eingepreßten Lagerzapfen oder aus geschmiedeten, auf eine Hohlwelle aufgeschumpften Platten.

Die Ankerlänge ist begrenzt durch die Rücksicht auf die *kritische Drehzahl*. Diese liegt bei 2poligen Läufern stets unterhalb der Nenndrehzahl. Soll sie nicht unter 1650 U/min liegen, so kommt man zu einer zulässigen Ballenlänge von etwa 3,4 m.

Bei 4poligen Trommelläufern liegt die kritische Drehzahl über der Schleuderdrehzahl (man kommt dabei zu Ballenlängen bis 4 m), bei Scheibenläufern liegt sie dagegen wegen des verminderten Trägheitsmomentes unterhalb der Nenndrehzahl.

So große Schmiedestücke verlangen natürlich für die Herstellung außerordentlich starke Schmiedepressen und für die Bearbeitung große und zuverlässige Werkzeugmaschinen.

Ein besonders wichtiges Problem beim Bau solcher Großmaschinen ist die sichere Abführung der Verlustwärme. Das Problem ist gelöst worden, einmal durch *Herabdrücken der Verluste* und zweitens durch *Verbesserung der Kühleinrichtungen*.

Zur Verminderung der Ständereisenverluste werden jetzt vielfach *legierte Bleche* mit einer Verlustzahl von 1,7 W/kg verwendet. Die Zusatzverluste in der Wicklung können durch *verdrillte* sog. Kunststäbe, durch Verdrillung der Stirnverbindungen und andere Maßnahmen außerordentlich weit herabgedrückt werden. Die jetzt immer mehr angewandte Zweischichtwicklung ist der Einstabwicklung überlegen. Durch Schrittverkürzung werden die Oberwellen des Ankerfeldes und damit die von ihnen erzeugten Zusatzverluste fast beseitigt. Auch die Verminderung der Zusatzverluste in den Druckplatten und Schutzschildern sowie in den Polflächen ist gelungen.

Sehr erhebliche Fortschritte sind erzielt durch Verbesserung der *Lüfter* und durch Verminderung der Strömungsverluste der Kühlluft (Verbesserung der Luftwege und namentlich der Eintrittsstellen).

So ergeben sich für die heutigen Großmaschinen erstaunlich *hohe Wirkungsgrade*. Es werden angegeben für eine 2polige 45000-kVA-

Maschine 97,2% bei  $\cos\varphi = 0,8$  und 97,9% bei  $\cos\varphi = 1$ ; für eine 4polige 100 000-kVA-Maschine 97,3%. Nach amerikanischen Angaben ist sogar bei einer der neuesten Maschinen ein Wirkungsgrad von über 98% erzielt worden.

Durch abwechselnd radial nach innen und wieder radial nach außen geführte *Belüftung des Ständers* wird die Kühlung von der Baulänge der Maschine unabhängig.

Allgemein üblich ist der Einbau von *Temperaturanzeigern* in dem Ständer, der eine laufende Überwachung des Erwärmungszustandes der Maschine im Betriebe ermöglicht.

Ein erheblicher Fortschritt im Sinne der Betriebssicherheit ist die jetzt bei allen Großmaschinen angewandte *Umlaufkühlung*, wobei der Lüfter zweckmäßigerweise *hinter* den Generator eingeschaltet wird, damit nicht seine eigenen Verluste schon die Kühlluft erwärmen.

Mit der zuerst von *Anschütz* und *Schuler* (Kiel) angegebenen *Wasserstoffkühlung* sind, namentlich in Amerika, erfolgversprechende Versuche gemacht worden. Sie ermöglicht eine weitere erhebliche Herabsetzung der Lüftungsverluste. Schwierigkeiten bietet vor allem die Abdichtung an der Welle.

Die durch die Verminderung der Verluste und durch Verbesserung der Kühlung bewirkte Herabsetzung der *Erwärmung* würde an sich eine weitere Leistungssteigerung der ausgeführten Typen ermöglichen, doch sieht man hiervon ab mit Rücksicht auf die Gefahr, die bei so langen Maschinen der Isolation der Wicklung droht infolge der Wärmeausdehnung.

Die *Wicklungen* müssen gegen die enorm hohen Kurzschlußkräfte sicher versteift werden. Besonders günstig ist in dieser Hinsicht die Gitterwicklung.

Um hierbei den Stoßkurzschlußstrom innerhalb der gewünschten Grenzen zu halten, wird die Streuung vielfach durch besonders tiefe Nuten künstlich vergrößert.

Die Gesichtspunkte für die Wahl des *Kurzschlußverhältnisses* haben sich mit der Entwicklung des Turbogeneratorenbaues vollständig geändert. Während es früher nur mit Rücksicht auf möglichst geringe Spannungsänderung gewählt wurde, und zwar in der Größenordnung von 2,5 bis 3, bezogen auf Leerlauferregung, ist heute in erster Linie die Kurzschlußsicherheit maßgebend. Die heutigen Maschinen werden in Amerika mit einem Kurzschlußverhältnis von etwa 0,8...1,25 entworfen; in Europa geht man sogar noch unter 0,8. Hierbei aber wird dem Kurzschlußverhältnis nach unten eine Grenze gesetzt durch die Notwendigkeit, Selbsterregung zu vermeiden bei Lieferung starker Ladeströme in lange Fernleitungen.

Die mit niedrigem Kurzschlußverhältnis unvermeidlich verbundene hohe Spannungsänderung wird durch Verwendung von *Schnellreglern* ausgeglichen.

Zur Herabdrückung der *Kurzschlußkräfte* werden in Amerika die Maschinen teilweise mit zwei unabhängigen Wicklungen ausgeführt. Von diesen werden dann z. B. über getrennte Freileitungen Einanker-



umformer gespeist, die erst auf der Gleichstromseite auf ein gemeinsames Netz arbeiten.

Das Problem des Kurzschlusses ist nicht erschöpft durch die Kenntnis des Wertes des Stoßkurzschlußstromes und des Dauerkurzschlußstromes. Nach Untersuchungen von *Brosens* ist es auch notwendig, das *Gesetz* des *Abklingens* des Stromes zu kennen, da bei einphasigem Kurzschluß in der offenen Phase gefährliche Überspannungen auftreten können.

Die starke Erhöhung der Maschinenleistung zwingt zugleich zur Erhöhung der *Spannung*, da sonst Schwierigkeiten in den Schaltapparaten auftreten und die Leitungsquerschnitte zu groß werden. Man ist hierbei zur Zeit bis zu 30 kV gegangen. Das setzt ganz besonders sorgfältige Ausführung der Isolation voraus, worüber von den Herstellern eingehende Versuche durchgeführt worden sind. Zweckmäßig ist die Anordnung von Metalleinlagen in den Isolierhülsen und das Streichen der Oberfläche mit schwach leitendem Lack zur Herabminderung der Gleitfunken. Es liegen auch bereits grundsätzliche Untersuchungen über den Einfluß noch erheblich höherer Spannungen auf die Konstruktion der Maschinen vor (Bericht 185, Ueda).

Diese hohen Maschinenspannungen ermöglichen den Betrieb von *Synchron-Blindleistungsmaschinen* unmittelbar mit der Netzspannung unter Wegfall eines Zwischentransformators, wobei allerdings diesem Vorteil die Gefährdung der Endspulen durch eindringende Wanderwellen als Nachteil gegenübersteht.

Auf Grund der bisher gemachten Erfahrungen halten die verschiedenen Berichtersteller für die *Zukunft* eine weitere *Leistungssteigerung* für möglich. Man wird mit den elektrischen und magnetischen Beanspruchungen bis 700 A/cm und bis  $B = 8000$  Gauß gehen können. Läßt man außerdem eine noch niedrigere kritische Drehzahl zu als bisher, so wird man bei den 2poligen Generatoren bis auf 4,5 m Ballenlänge kommen können. Dann sind Leistungen von 70 000 kVA bei 3000 U/min und mit Wasserstoffkühlung sogar 90 000 kVA wohl als möglich zu bezeichnen. Für die 4poligen Maschinen darf man mit Leistungen von 225 000 bis 250 000 kVA bei 1500 U/min rechnen. Allerdings treten bei diesen großen Maschinen Transportschwierigkeiten auf (Normalprofil der Bahnen und Tragfähigkeit der Spezialwagen), die unter Umständen schon vorher eine Grenze setzen. Erforderlichenfalls müssen dann die Ständer am Aufstellungsort geblecht und gewickelt werden.

## II. Wasserturbinengeneratoren

Auch hier ist in der Hauptsache die konstruktive Beherrschung der mechanischen Beanspruchung durch die Fliehkräfte im Läufer maßgebend für die Grenzleistungen, und zwar liegen gegenüber den Dampfturbinengeneratoren die Verhältnisse ungünstiger, weil als Schleuderdrehzahl hier entsprechend der Geschwindigkeitssteigerung der Wasserräder bei Entlastung der 1,8- bis 2,5fache Wert der Nenndrehzahl vorgeschrieben wird. Für die höheren Drehzahlen wird das Polrad oft aus geschmiedeten Platten zusammengebaut, für geringere Drehzahlen als Armsternschwungrad. Besondere Sorgfalt wird der zuverlässigen Be-

festigung der Pole am Polrad zugewendet. Auf Grund eingehender Versuche strebt der Konstrukteur nach Befestigungsformen, die möglichst nur auf Zug beansprucht werden. In vielen Fällen werden die Maschinen mit vertikaler Welle ausgeführt, wobei dann die Konstruktion der Spur- und Leitlager das Gesamtbild der Maschine entscheidend beherrscht.

Hinsichtlich Steigerung der *Spannung*, Ausführung der Isolation, Stabilität, Wahl des Kurzschlußverhältnisses, Wirkungsgrad und Erwärmung gilt grundsätzlich dasselbe, wie für die Dampfturbogeneratoren.

Bei der durch niedriges Kurzschlußverhältnis bedingten Schnellregelung treten aber hier noch höhere Anforderungen auf, weil bei Entlastung zugleich die Drehzahl, wie erwähnt, viel höher steigt, so daß auch aus diesem Grunde die Spannung bei konstanter Erregung sehr viel höher ansteigen würde. Es ist daher hier eine besonders *rasch wirkende Entregung* notwendig. Zu diesem Zwecke wird z. B. ein besonderer Hilfserreger zur Erregung der Haupterregemaschine vorgesehen, und die Haupterregemaschine wird zwecks rascher Flußänderung im Ständer lamelliert ausgeführt. Die Zeitkonstante des magnetischen Kreises wird dadurch herabgedrückt, daß man als Spannung der Erregemaschine ein Mehrfaches der für den Generator bei Nennlast erforderlichen Erregerspannung wählt. Durch solche Maßnahmen gelingt es, die Spannung des Haupterregers mit einer Geschwindigkeit von 500 V/s zu ändern, was dem 10fachen Werte der bei gewöhnlichen Erregemaschinen erreichbaren Änderungsgeschwindigkeit entspricht.

Hinsichtlich der Stabilität der Maschine ist die Wirksamkeit einer *Dämpferwicklung* noch umstritten.

Die *Umlaufkühlung* mit *Wasserstoff* bietet bei solchen Maschinen erhöhte Schwierigkeiten, doch beschäftigt man sich ernsthaft mit dieser Frage.

Für die *Bearbeitung* der Ständer von großen Maschinen mit geringer Drehzahl hat man besondere Verfahren ersonnen, um die Beschaffung der sonst erforderlichen großen Karusselldrehbänke zu vermeiden. Auch hier wird die Schweißung überall bevorzugt. Zur Verminderung der Kosten der Gesamtanlage beschäftigt man sich heute auch mit Konstruktionen von Maschinen, die geeignet sind für Aufstellung im Freien.

Die bisher ausgeführten größten Leistungen sind nach dem Bericht 219 von *Hunziker* die folgenden:

35 000 kVA bei 375 U/min; 40 000/300; 45 000/187; 40 600/138; 65 000/107; 77 500/88,2.

Nach dem übereinstimmenden Urteil verschiedener Berichter stellen diese ausgeführten Leistungen noch keineswegs Grenzleistungen dar. Diese liegen vielmehr etwa 50 bis 100% über den bisher erreichten. Über die Grenzleistungen selbst gehen allerdings die Ansichten zum Teil noch auseinander, wie die nachstehende Zusammenstellung zeigt.

Auch bei diesen Maschinen werden unter Umständen Transportschwierigkeiten die Grenzen schon niedriger festlegen. Die Konstruk-

tion der großen Räder muß dann eine bequeme Zerlegung in Einzelteile gestatten, nachdem die Räder auf dem Prüfstand des Herstellers die Schleuderprobe bestanden haben.

Bei einer Drehzahl von U/min	Erreichbare Grenzleistungen nach		
	Hunziker Bericht 219	Newbury u. Smith Bericht 234	Niethammer Bericht 376
1000	20 000	7 000	30 000
750	30 000	13 000	40 000
600	40 000	23 000	50 000
500	60 000	33 000	60 000
375	80 000	48 000	80 000
300	100 000	60 000	100 000
250	> 100 000		

### B. Asynchronmaschinen

Das Bestreben, die vorhandenen Netze und Maschinen besser auszunutzen, führt dazu, den Leistungsfaktor ( $\cos \varphi$ ) zu verbessern. Mit der Kompensierung der Einzelmotoren, die für Leistungen von 10 bis 600 kW ausführbar ist, ist man anfangs zweifellos über das Ziel hinausgegangen. Vielfach, namentlich für Motoren in landwirtschaftlichen Betrieben ist dies unwirtschaftlich. Hier hat sich, beispielsweise in Dänemark, der Weg bewährt, durch reichliche Bemessung und niedrige Sättigung der Motoren den Leerlaufstrom geringzuhalten und damit schon bei Halblast einen  $\cos \varphi$  von 0,90 zu erreichen.

In Netzen mit vielen industriellen Betrieben werden dagegen zweckmäßigerweise an geeigneten Punkten besondere *Blindleistungsmaschinen* (Phasenschieber) aufgestellt, die übrigens gleichzeitig auch zur Abgabe von Wirkleistung herangezogen werden können. In Amerika wird für diese Zwecke der Synchronmotor bevorzugt, in Europa findet dagegen die Asynchronmaschine immer weitere Verbreitung, da sie eine Reihe von Vorteilen gegenüber der Synchronmaschine besitzt und da sich ihre Nachteile durch geeignete Zusatzeinrichtungen leicht beheben lassen.

Für den Asynchronmotor mit besonderer „Drehstrom-Erregermaschine“ haben sich eine ganze Reihe verschiedener Schaltungen in der Praxis durchaus bewährt. Die Drehstrom-Erregermaschine selbst wird entweder mit der Schlupffrequenz über ihren Kommutator oder mit der Netzfrequenz über Schleifringe erregt. Je nach ihrer Schaltung wird sie entweder mechanisch mit der Hauptmaschine gekuppelt oder getrennt angetrieben. Mit allen diesen Erregungsverfahren ist eine Erhöhung des Kippmomentes verbunden und zugleich eine Vergrößerung des Schlupfes, so daß bei Belastungsstößen das Schwungmoment besser ausgenutzt wird.

Asynchronmaschinen als reine Blindleistungsmaschinen werden heute bereits mit Leistungen bis zu 40000 kVA gebaut. Solche Maschinen erfordern besondere Anlaßverfahren, von denen beispielsweise das Verfahren mittels eines besonderen Anwurfmotors erwähnt sei, dessen

Ständerwicklung mit der Hauptmaschine in Reihe geschaltet und zum Schluß kurz geschlossen wird. Das Ziel der verschiedenen Anlaßverfahren ist immer die Erhöhung der Läufer-Stillstandsspannung, damit der Läuferstrom nicht die Grenzen übersteigt, für die sich der Kommutator der Drehstromerregmaschine noch wirtschaftlich bauen läßt (das ist etwa 1000 bis 1500 A).

Besondere Bedeutung gewinnt die Asynchronmaschine zur *Kupplung* von Netzen verschiedener, auch schwankender Frequenz, insbesondere auch als Maschine für Übertragung einer konstanten Leistung. Welche von den verschiedenen vorgeschlagenen und auch ausgeführten Schaltungen sich als die zweckmäßigsten erweisen werden, kann zur Zeit noch nicht entschieden werden.

Asynchronmotoren mit *Kurzschlußanker* finden wegen ihrer außerordentlich einfachen Bedienung und des Wegfalles von Schleifkontakten immer weitere Anwendung, namentlich seit es gelungen ist, durch besondere Rotorkonstruktionen (z. B. Doppelnutanker) eine dem Schleifringanker nicht nur gleichwertige, sondern in mancher Hinsicht sogar überlegene Anlaufcharakteristik zu erhalten. So werden, namentlich in den großen Kraftwerken selbst, Motoren von mehreren Hundert kW-Leistung direkt aufs Netz eingeschaltet. In Amerika ist dies schon lange in weitem Maße üblich. In Europa standen dem bisher vielfach recht enge Vorschriften der Elektrizitätswerke entgegen. Doch ist unbestreitbar das Bestreben vorhanden, auch hier unter Beseitigung alter Vorurteile endlich dem Kurzschlußankermotor die ihm zukommende weite Verbreitung zu gewähren. Bei kleineren Leistungen wird sich vermutlich der einfache Käfiganker in Verbindung mit Fliehkraft-Anlaßscheiben als einfachste Lösung durchsetzen gegenüber dem teureren Doppelnutmotor, zumal es eine Reihe von Anlaßscheiben gibt, die völligen Leeranlauf des Motors ermöglichen und dabei den Anlaßspitzenstrom innerhalb der für Schleifringanker-Motoren üblichen Grenzen halten.

### C. Kommutatormaschinen

Zu den für die anderen Maschinen geltenden Grenzbedingungen der elektrischen, magnetischen und mechanischen Beanspruchungen unter Einhaltung der Grenzerwärmung kommt hier noch die Rücksicht auf zuverlässige *Kommutierung* und Verhütung von Rundfeuer. Der Segmentspannung ist bei *Gleichstrommaschinen* mit 12 bis 15 Volt eine Grenze gesetzt für die üblichen zylindrischen Kommutatoren. Der Scheibenkollektor, der namentlich in Frankreich häufig angewendet wird, läßt Segmentspannungen bis 50 Volt zu.

Mit der Kommutator-Umfangsgeschwindigkeit geht man bis zu 40 bis 50 m/s. Als *Grenzleistungsmaschinen* können die in Norwegen kürzlich aufgestellten Doppelmaschinen für 12000 kW bei 250 U/min, 470 bis 505 V angesehen werden.

In Spezialmaschinen für die Anodenspannung von Senderöhren erreicht man, erforderlichenfalls mit zwei in Reihe geschalteten Kommutatoren, Betriebsspannungen von 20000 V und darüber.

Bei *Einphasen-Kommutatormotoren* wird die erreichbare Leistung in erster Linie durch die in der kommutierenden Spule vom pulsierenden Hauptfeld induzierte „Transformatorspannung“ begrenzt, die nicht über 2 V betragen soll. Als *Grenzleistungsmaschine* kann ein 2700 kW Lokomotivmotor für 250 U/min bei einer Frequenz von  $16\frac{2}{3}$  Per/s gelten.

#### D. Transformatoren

Die immer größer werdenden Netze und die Steigerung der Maschinenleistungen führt auch zur Steigerung der Transformatorleistungen. Die Rücksicht auf elektrische und magnetische Beanspruchung setzt hierbei keine Grenze. Die *Eisenverluste* lassen sich durch Verwendung legierter Bleche mit einer Verlustzahl von weniger als 1,3 W/kg (bei 10000 Gauß) niedrig halten. In Amerika liefern die Hüttenwerke heute sogar schon Bleche mit 1 W/kg bei glatter Oberfläche. Zur Verminderung der Stoßfugenverluste hat sich der Zusammenbau des Eisenkörpers aus Teilrahmen bewährt. Die *zusätzlichen Verluste* in den Kupferleitern und in Konstruktionsteilen hat man durch besondere konstruktive Anordnungen auch in mäßigen Grenzen zu halten gelernt.

Als *leistungsbegrenzende* Faktoren kommen dagegen bei Großtransformatoren in Frage: Kurzschlußsicherheit und Transportschwierigkeiten.

Zwecks sicherer Beherrschung der *Kurzschlußkräfte* werden die Transformatoren heute durchweg als Kerntype mit einfacher oder unterteilter Röhrenwicklung, meist mit runden Spulen ausgeführt. Der Stoßkurzschlußstrom wird durch Wahl einer Kurzschlußspannung von etwa 12% begrenzt. Mit Rücksicht auf die Zugbeanspruchung des Kupfers durch die Radialkräfte des Kurzschlußstromes kommt man dabei bis zu Leistungen von 125000 kVA für Drehstrom von 50 Per/s. Da aber bei Kurzschluß wohl immer mit einer Spannungsabsenkung vor dem Transformator zu rechnen sein wird, so kann man wohl ohne Bedenken auch noch 150000 kVA als Grenzleistung ansehen.

Auf *Transportmöglichkeit* ist schon beim Entwurf Rücksicht zu nehmen. Ein 60000 kVA Transformator für 220 kV kann mit abgebauten Durchführungen mittels Spezialfahrgestellen noch im Ganzen auf der Eisenbahn verfrachtet werden. Zur Verminderung der Bauhöhe hat man den Fünfschenkel-Transformator entwickelt. Oft hilft man sich durch Versendung des Transformators ohne Öl mit gasgefülltem Kasten, oder es werden Kerne (mit Wicklung) und Joche einzeln versandt.

Für die Herstellung des *Kastens* wird weitgehend vom Schweißverfahren Gebrauch gemacht.

Mit der Steigerung der *Netzspannungen* ist man auch beim Transformator bis auf 380 kV Betriebsspannung gegangen, die sich bei Leistungen von über 10000 kVA wirtschaftlich herstellen läßt.

Diese hohen Spannungen rücken die Frage der *Nullpunktserdung* in den Vordergrund, namentlich mit Rücksicht auf die Durchführungen, deren Herstellung für 380 kV keramische Schwierigkeiten bietet.

Die Bedenken, die man namentlich in Europa gegen die Nullpunktserdung gehabt hat (daß nämlich Erdschlüsse zu Abschaltungen, also zu

Betriebsunterbrechungen führen), fallen erfahrungsgemäß bei Anlagen mit mehr als 110 kV Betriebsspannung weg. Die Nullpunktserdung ermöglicht auch erhebliche Ersparnisse an Isolation und damit am Preis des Transformators.

Die *Erdschlußspule* (Löschdrossel), die zur Verringerung des kapazitiven Erdschlußstromes und zur Löschung des Erdschlußlichtbogens dient, hat sich durchaus bewährt und findet daher auch in Ländern, die ihr anfangs zurückhaltend gegenüberstanden, zunehmende Anwendung.

Die Frage des *Schutzes* der Wicklung gegen eindringende Wanderwellen hat die Konstrukteure und Betriebsleiter ernsthaft beschäftigt und in verschiedenen Ländern zur Einführung einer besonderen *Sprungwellenprobe* geführt, über deren Notwendigkeit jedoch die Ansichten noch geteilt sind. Festgestellt ist, daß bei sehr hohen Spannungen die Gefahr verhältnismäßig geringer ist, da die großen Durchführungen hinreichende Kapazität besitzen, um die kurzwelligen Oberwellen zu verschlucken und dadurch die Stirn der eindringenden Stoßwelle abzuflachen. Auch der Schutzring am Wicklungsende hat sich gut bewährt.

Die Erfindung des Klydonographen und des Kathodenstrahl-Oszillographen hat wesentlich zur Klärung der Verhältnisse beigetragen. Nach amerikanischen Feststellungen sind die durch *Blitze* ausgelösten Überspannungen etwa 2- bis 3mal so groß wie die von Schaltvorgängen herrührenden. Zur *Abstimmung* der Transformatorisolation auf diejenige der angeschlossenen Leitungen und Apparate liegen amerikanische Vorschläge vor, die sich in mehrjährigem Betriebe bewährt haben in Netzen, die wiederholten Blitzschlägen ausgesetzt gewesen sind.

Neue Aufgaben im Transformatorenbau haben sich ergeben in den *Mehrwicklungs*-Transformatoren zur gleichzeitigen Speisung mehrerer Netze und in den *Netz-Kupplungs*transformatoren, bei denen vor allem die Regulierung der Spannung besondere Maßnahmen erfordert. Mannigfache Konstruktionen zur *Regelung unter Last* sind entwickelt worden, z. B. der sog. „Schubtransformator“.

Hinsichtlich der *Kühlung* kommt man bis 10000 kVA mit geschweißten Wellblechkästen und Selbstlüftung aus, bis 15000 kVA mit Röhrenkästen. Bei höheren Leistungen ist künstliche Kühlung mittels Wasser oder, wo dessen Beschaffung schwierig ist, mit Luftgebläsen erforderlich. Mit diesen Mitteln kommt man auch bei den größten bisher ausgeführten Leistungen aus.

Das *Öl*, das aufs sorgfältigste zu trocknen ist, hält sich bei Verwendung des bewährten Ölkonservators erfahrungsgemäß auf 10 bis 20 Jahre in gutem Zustande. Die verschiedenen Ölprüfmethoden werden zur Zeit von einem Sonderausschuß der I. E. C. eingehend verglichen mit dem Ziele, möglichst eine international anzuerkennende einheitliche Methode vorzuschlagen.

Die gesteigerten Betriebsspannungen erfordern natürlich für die Prüffelder der Hersteller *Prüftransformatoren* für erheblich höhere Spannungen (bis 2000 kV), wofür die verschiedenartigsten Konstruktionen vorliegen.

Auch die *Meßtechnik* hat in der Entwicklung von Meßwandlern und anderen Meßgeräten vorzügliche Neukonstruktionen geschaffen.

### E. Gleichrichter

Die Einführung des Eisengefäßes im Jahre 1911 hat eine außerordentlich rasche Entwicklung des Großgleichrichters hervorgerufen. Auf Grund der gesammelten Betriebserfahrungen und vor allem auf Grund eingehender sorgfältigster Forschungsarbeiten über die im Lichtbogen sich abspielenden Vorgänge sind Leistungssteigerungen bis zu 16000 A betriebssicher ermöglicht worden. Für die Wärmeabfuhr sorgt eine sich selbsttätig regelnde Wasserkühlung. Bei den *Glas*-Gleichrichtern ist man zur Zeit mit künstlicher Luftkühlung bis auf 500 A gekommen.

Der nahezu konstante Spannungsabfall begrenzt den wirtschaftlichen Spannungsbereich nach unten auf etwa 500 V, nach oben ist man zur Zeit erfolgreich bis zu 12000 V gegangen.

Die anfänglichen Schwierigkeiten der Dichthaltung des *Vakuums* sind überwunden durch eine Reihe zuverlässiger Dichtungsstrukturen (mit Quecksilber, Weichmetall oder Gummi), sowie durch Anwendung der Quecksilberdampfpumpe und selbsttätig zeigender Vakuummesser.

Die *Rückzündungen*, die zu Kurzschlüssen und Netzabschaltungen führten, haben lange Zeit die Konstrukteure und Forscher beschäftigt, bis es schließlich gelungen ist, auch dieser Schwierigkeiten Herr zu werden.

Der bei Rückzündung auftretende innere Kurzschluß kann durch ein vor der Anode angebrachtes Gitter, das bei Eintritt der Rückzündung mittels eines Relais positiv aufgeladen wird, sofort unterbrochen werden, ohne daß der Hauptschalter erst herausfällt. Bei Parallelschaltung mit anderen Gleichstromquellen wird der dann auftretende äußere Kurzschluß unterbrochen durch einen in die Kathodenleitung eingeschalteten Schnellschalter mit automatischer Wiedereinschaltung. Die gleichen Einrichtungen bewirken auch Abschaltung von Netzkurzschlüssen auf der Gleichstromseite.

Eine fast vollständige *Verhütung* der Rückzündung ist gelungen durch Einbau eines Anodenschutzgitters aus konzentrischen Zylindern, die sich selbsttätig durch den Anodenstrom negativ aufladen und dadurch die Zündspannung für eine Rückzündung erhöhen.

Diese Einrichtung hat eine Leistungssteigerung der vorhandenen Typen um 60 % bewirkt und den Bau von Gleichrichtern bis zu 16000 A ermöglicht.

Heute ist der Großgleichrichter ein unbedingt zuverlässiger, betriebssicherer Apparat. Das hat z. B. die Einrichtung des elektrischen Betriebes der Berliner Stadt- und Ringbahn schlagend bewiesen, der gänzlich auf Gleichrichter abgestellt ist und vom ersten Tage an einwandfrei gearbeitet hat.

Ein weites Anwendungsgebiet wird der Gleichrichter auch vor allem in chemischen Betrieben finden.

Eine eigenartige Anwendung des Gleichrichters ist von *Mitsuda* (Tokyo) entwickelt worden. Der von ihm als „*Mercury-Inverter*“

(Quecksilberdampf-Umkehrer) bezeichnete Apparat wandelt Gleichstrom in Wechselstrom um, indem der Lichtbogen durch eine umlaufende, mit Löchern versehene Scheibe gesteuert wird. In anderer Ausführungsform kann der „Umkehrer“ auch zur Umwandlung von Gleichstrom in Gleichstrom anderer Spannung oder auch als Frequenzumformer für Wechselstrom verschiedener Phasenzahl verwendet werden.

### Diskussionsvorschläge

1. a. Erscheint es möglich, die beim Vergüten der Rotorschmiedestücke auftretenden *Restspannungen* zu verhüten oder auf hinreichend kleine Beträge herabzudrücken (durch Änderung der Legierung oder Verbesserung des Vergütungsverfahrens)?  
 b. Inwieweit lassen sich die im Ballen vorhandenen Restspannungen durch konstruktive und arbeitstechnische Maßnahmen mit genügender Sicherheit beseitigen oder herabdrücken?  
 c. Liegen Angaben vor über die Größe der beim Vergüten verbleibenden Restspannungen?
2. Besteht Aussicht, Stahllegierungen mit noch höherer Streckgrenze zu erzeugen, oder liegen noch andre Möglichkeiten vor, die Maschinenleistungen noch weiter zu steigern?
3. Welche Erfahrungen mit Wasserstoffkühlung liegen im einzelnen vor? (Erforderlicher Bedarf zur Ergänzung des verlorengehenden Wasserstoffs? Explosionsgefahr?)
4. Liegen Erfahrungen vor über ionisationsfreie Isolierung von Generatorwicklungen für mehr als 10 kV Betriebsspannung? Ist solche Isolation erforderlich bei Verwendung von Glimmer?
5. Betriebserfahrungen mit großen Blindleistungsmaschinen, insbesondere bei unsymmetrischer Belastung der drei Phasen.
6. Betriebserfahrungen mit asynchronen Netzkupplungsmaschinen.
7. Betriebserfahrungen mit Netzkupplungstransformatoren mit Regelung unter Last.
8. Welche Erfahrungen sind mit der „Sprungwellenprobe“ gemacht worden? (Feststellung der bei der Probe etwa auftretenden Wicklungsschäden.)
9. Betriebserfahrungen an Großgleichrichtern hinsichtlich Unterdrückung bzw. Verhütung von Rückzündungen.



## General Report

### Construction of Large Generators and Transformers and other Electrical Machines

*Prof. Dr.-Ing. M. Kloss*

*Paper No. 218a:* Die neueste Entwicklung des schweizerischen Elektromaschinenbaues mit Rücksicht auf größte Spannungen und Leistungen (Schweiz)  
Prof. Dr.-Ing. B. Bauer und Prof. E. Dünner

The paper deals with the limiting capacities of steam turbine driven and hydraulic turbo-generators, as governed by the properties of the materials used in their construction, their mechanical strength to resist short circuit stresses, insulation and facility of transport, also with regard to d. c. generators (with special reference to commutation and the voltage between commutator segments) and to rotaries.

The paper also discusses the limitation of the capacities of large transformers due to short circuit stresses and the limitation of the voltage due chiefly to the construction of the bushings. A description is given of large multi-coil transformers and of a high tension testing transformer for  $1.5 \times 10^6$  V, as well as of a short circuit-proof type of induction-regulator.

Reference is also made to the progress that has been made in the construction of large mercury vapour rectifiers, particularly with regard to the prevention of back-firing.

*Paper No. 219:* Große Dreiphasengeneratoren (Schweiz)  
Ing. E. Hunziker

The author describes three turbo-generators of

- 45,000 kVA, speed 3000 r.p.m.
- 88,500 kVA, speed 1800 r.p.m. (Hollgate)
- 100,000 kVA, speed 1500 r.p.m. (Zschornewitz),

this latter being at the present time the largest installed in Europe; the present voltage of 6500 V is later to be increased to 13,000 V).

The question of limiting capacities is discussed.

A description is given of a hydraulic turbo-generator with a vertical shaft, for 35,000 kVA and 75 r.p.m., which represents the largest of its type in Europe. A list is given of the largest hydraulic turbo-generators so far built or under construction and data are given on the limiting capacities for various speeds between 1000 and 250 r.p.m. and under.

*Paper No. 375: Grenzleistungen im Elektromaschinenbau (Tschechoslowakei)*

Prof. F. Niethammer

Data are given for *steam turbo-generators* regarding limiting capacity, constructional methods and materials, cooling, measures for keeping the additional losses down to a minimum, choice of generator voltage, critical speed, short circuit stresses.

With regard to *hydraulic turbo-generators* the information given deals with types of design and limiting capacities. The author also discusses the limitation in the capacity due to the voltage between segments in the case of *commutator machines* and also refers in this connection to the disc commutator. The limiting capacities of *transformers* and *oil switches* are also discussed.

*Paper No. 277: Economic Developments in Turbine Generators in the United States (U.S.A.)*

M. A. Savage

The author gives diagrams showing the increase in the size of generators during the last decade (due to the interconnection of large networks). This has been rendered possible by reducing the losses, improving the ventilation and employing better constructional materials. The improvements possible were investigated on small model machines. The short circuit ratio and mechanical strength to resist short circuit stresses, and the investigation of the cooling effect, including hydrogen cooling, are discussed. Reference is also made to choice of the limiting temperature rise and of the generator voltage, as well as the design of the rotor.

Descriptions are given of some large generators for 100,000 and 160,000 kVA.

*Paper No. 234: Economic Limits to the Rating of Large Water Wheel Driven Generators (U.S.A.)*

F. D. Newbury and M. W. Smith

Diagrams are given showing the limiting capacities in relation to the speed, notes are given on fly wheel effect with respect to voltage variation and on speed increase when the load is thrown off. Leading current for charging long distance transmission lines necessitates the use of large machines (by increasing the short circuit ratio and the air gap so as to prevent self excitation). The authors discuss the stability of machines supplying large systems, the influence of the short circuit ratio and the use of an auxiliary exciter for energising the main exciter. The paper also deals with such questions as the choice of generator voltage and insulation, particularly with regard to the protection, against voltage surges, of the first coils. A description is given of a 40,000 kVA generator with a vertical shaft and speed of 138.5 r.p.m. Reference is also made to the possibilities of hydrogen cooling.

*Paper No. 30: Grenzbedingungen für Generatoren von hoher Spannung und hoher Leistung unter besonderer Berücksichtigung der Baustoffe und der Kühlung (Deutschland)*  
Dr. R. Pohl, E. Lasswitz and collaborators

The paper discusses the reasons for increasing the capacity of machines and the general mechanical and electrical limiting conditions.

Under turbo-generators the authors deal with the peripheral stresses of bores of various diameters, electromagnetic methods for testing rotor material, determination of the limiting capacity for 2- and 4-pole turbo-generators, arrangement of the stator winding, insulation, suppression of leakage fields, thermal expansion of the bars, increase in the leakage reactance due to deepened stator slots, circulation cooling with attached and detached ventilation. Descriptions are given of a number of limiting capacity machines (40,000 kVA, 3000 r.p.m. and 100,000 kVA, 1500 r.p.m.).

The possibilities of increasing the capacity yet further by a greater length of rotor and the application of hydrogen cooling are discussed.

Under *hydraulic turbo-generators* the authors discuss the limiting conditions and methods of securing the poles. Descriptions are given of some limiting capacity machines.

The authors also discuss *Diesel engine generators* and *protective devices*.

*Paper No. 215: Le court-circuit des alternateurs de grande puissance (Belgique)*  
Ing. R. Brosens

Approximative methods are given for calculating simply the impulse short circuit current and the permanent short circuit current. The author emphasizes the necessity of knowing the rate of damping of the short circuit current, on account of the risk of overvoltages occurring during asymmetrical short circuits. The danger in question is illustrated by means of oscillograms.

*Paper No. 185: Extra High Terminal Voltage Rotary Electric Machinery (Japan)*  
Prof. Dr. Ing. Teruo Ueda

On the basis of his theory on "Structural Elements for Electrical Machines" the author discusses for machines with extra high terminal voltage the specific voltage as a factor influencing the terminal voltage, the principles involved in particularly high terminal voltages, the influence of especially high terminal voltage on the size of electrical machines, and gives the characteristics for machines of 2—100 poles and capacities of up to 200,000 kVA.

*Paper No. 32: Asynchronmaschinen und ihre Verwendung zur Blindleistungserzeugung (Deutschland).*  
Dr.-Ing. M. Schenkel, Dr.-Ing. W. Sarfert and collaborators

The paper discusses the advantages of asynchronous as compared with synchronous machines and methods for obviating their disadvantages.

tages. The various recognized methods of connection—both for mechanical and electrical coupling—are discussed. The authors also deal with 3-phase exciters, excitation with the network frequency or slip frequency, constructional designs, the asynchronous motor with exciter for industrial drives, the direct-compensated asynchronous motor, the pure reactive machine, the method of starting, limiting capacity (up to 40,000 kVA), the application of the machines for the coupling of networks of different frequencies and various methods of connection. Reference is also made to asynchronous generators, particularly for automatic central stations.

*Paper No. 330: Wechselstrommotoren mit geringer Phasenverschiebung*  
(Dänemark)

Dipl.-Ing. V. Meyer

In agricultural areas of a widely scattered nature, where use is made of electricity as motive power, the usual methods of power factor improvement (installation of reactive machines, employment of compensated motors) are not economically applicable. In such cases especially designed, liberally dimensioned and weakly saturated motors with a very small no load current have proved their suitability, in which the power factor on half load does exceed 0.9.

*Paper No. 108: Großmotoren mit Spezial-Kurzschlussanker für direktes Einschalten* (Holland)

Jr. A. Booden

The author discusses the adaption of the double-slot or Boucherot motor to a specified starting characteristic by a suitable choice of resistance and self-induction of the two squirrel-cage windings, the rotor winding not being insulated.

The author discusses and gives the principles for calculating motors of this kind for capacities up to 880 kW and 120 r.p.m. such as can be directly switched on to the mains and started against full load.

*Paper No. 220: Skizze über Fragen des Transformatorenbaues* (Schweiz)  
Dipl.-Ing. J. Kübler

The dimensions and design of large transformers, especially three-phase oil transformers are discussed with reference to such points as building up of the core, windings, insulation, stresses set up by surges, bushings, oil tank, difficulties of transportation, cooling. Mention is also made of regulating and multi-coil transformers and measuring devices. The limiting capacity is given as about 125,000 kVA at 50 cycles.

*Paper No. 31: Aktuelles im Transformatorenbau* (Deutschland)

Dipl.-Ing. L. Roebel and collaborators

The paper discusses the effect of raising the voltage and capacity and deals with such questions as multiple coil transformers, the regulation of large transformers, (sliding coil transformer), cooling, mechanical strength to short circuit stresses, earth leakage chokes, testing transformers, examples of design up to 2000 kV, and the use of aluminium for windings.

*Paper No. 260: Impulse Voltage Strength of Transformers (U.S.A.)*  
V. M. Montsinger and W. M. Dann

Suggestions based on tests are made for determining the dielectric strength of transformer insulation against impulses and for adapting it to that of the line insulation and the connected apparatus. The method proposed is being adopted to an ever increasing extent in America.

The 60-cycle dry flash-over voltage of suspension insulator strings may be taken as a scale for measuring the impulse strength of transformer insulation. The comparative values given in the form of tables do not hold good for the numerical determination of the impulse strength, but only show that insulation corresponding to the American Standards has proved itself in practice to be capable of withstanding strokes of lightning.

*Paper No. 149: Gleichrichter (Deutschland)*  
Dr.-Ing. M. Schenkel, Dr.-Ing. H. Meyer-Delius and  
collaborators

A survey is given of the development of the rectifier and of the fields of application of large rectifiers with capacities of up to 16,000 A (for traction, automatic substations with remote control, chemical works). The authors also discuss packings, mercury vapour pumps, manufacture of the tank, prevention of back-firing, control of vacuum, air cooling. They also compare the total number of large rectifiers constructed by three firms between 1911 and 1929 and give data concerning glass rectifiers, of which about 500 A represent the present limit with water cooling.

*Paper No. 221: Neue Errungenschaften auf dem Gebiete der Gleichrichter (Schweiz)*  
St. Widmer

A description is given of the various devices developed by Brown Boveri for suppressing or rendering innocuous back-firing. The author also discusses the extinction of back-firing in the rectifier by means of a negatively charged grid, parallel operation with other d. c. sources, series connection of a quick-action switch with automatic reconnection to the cathode circuit. Network short circuits on the d. c. side are likewise disconnected by the same apparatus. Re-ignition by reversing the grid charge is also described.

The paper discusses preventing of back-firing by means of the incorporation of an anode protective grid composed of concentric cylinders which are automatically negatively charged by the anode current. Reference is also made to the increase in the capacity of the various types, of which 16,000 A at present represents the largest.

*Paper No. 402: Recent Developments of the Mercury-Inverter and its Applications with Particular Reference to the Construction of a "Rectiverter", namely, a Statical Frequency Changer (Japan)*  
Dr. R. Mitsuda

The author discusses a new apparatus which conversely to the normal type of mercury vapour rectifier allows of direct current being converted to alternating current by means of a slotted disc driven by a synchronous motor controlling the ignition and rupture of the arc.

The paper also describes the use of the apparatus for converting d. c. into d. c. of different voltages, and the combination of a rectifier with an inverter in a unit in the form of a frequency changer for a. c., in which the number of phases can be varied also.

## Trend of Development

### A. Three-Phase Synchronous Machines

The continual expansion of networks which has taken place during the last ten years has led to an unprecedented increase in the capacity of units.

A considerable saving in weight and space has been obtained by this means as the following figures clearly indicate:

Installed Capacity	16 000 kW	80 000 kW
Necessary floorspace } for the set {	17—18 m <sup>2</sup> per 1000 kW	5.5 m <sup>2</sup> per 1000 kW
Unit weight	18.5 kg per kW	13 kg per kW

The unit weights for modern generators alone amount for 2-pole machines with cast iron housings and copper windings to about 2.35—2.5 kg/kVA, for machines with welded housings, such as are now universally employed, to only about 2.16 kg/kVA, while for 4-pole machines (for instance Hellgate) the corresponding figure is 2.25 kg/kVA. In addition economies are effected in the number of staff necessary, while the entire switch gear is considerably simplified, with the result that switch attendants' duties are much less complicated.

The *limiting capacities* that may be attained in this way are governed by the admissible electric, magnetic and mechanical stresses, by the admissible size of rotor, by the magnitude of the losses and their dissipation by efficient ventilation, as well as by facilities for transport.

The principal features of the papers presented to the Conference may be briefly summarised as follows:

### I. Steam Turbo-Generators

The following machines have been built or are under construction:

No. of poles	Capacity	Speed	Frequency	Rotor Winding	Installation
2	45 000	3 000	50	copper	various
2	72 000	3 000	50	aluminium	?
4	94 000	1 800	60	copper	Hellgate
4	100 000	1 500	50	copper	Zachornewitz
2	160 000	1 500	25	copper (?)	New York, Edison

The *magnetic density* amounts probably as a rule to about 7,000 Gauss for a maximum air gap induction (mean induction 4500 Gauss).

The *Ampere-loading* nowadays may amount to about 650 A/cm. With these values a capacity of about 14,600 kVA per running metre may be obtained for usual diameters of rotor at 3000 r.p.m.

The *rotor diameter* in its turn is limited by the admissible peripheral speed, which is again governed by the stresses to which the material is subjected due to the centrifugal forces. The limiting capacities attainable depend, therefore, first and foremost on the design of the rotor and on the mechanical properties of the material employed. The progress made in recent years has only been possible by systematic close collaboration between the iron and steel and the electrical industries.

For rotors of up to 700 mm diameter annealed Siemens-Martin steel is used, while for larger diameters quench-tempered, chromium-nickel-steel with a yield point of 4,500—5000 kg/cm<sup>2</sup>, a tensile strength of 6,500—7,000 kg/cm<sup>2</sup>, an elongation of 15—25% and a notch impact strength of 7 mkg is employed.

In the case *two-pole rotors* the core is usually built as a single forging together with the bearing journals, either with the full diameter, when the slots are milled, or with a smaller diameter, when the teeth are specially made and inserted in dovetailed slots in the core.

*Chromium nickel steel cores* must be hardened after forging, and again annealed and quench-tempered. This process demands considerable experience and care, in order that the residual strains such as cannot be avoided in quench-tempering and which it has not as yet been possible to calculate, may be kept within moderate limits. These residual strains, possibly in conjunction with segregations in the material, have led in several cases to the explosion of rotors across a particular diameter.

In order that the quench-tempering treatment may penetrate the interior of the core, the latter is bored out at a diameter of about 100 mm prior to treatment. This allows at the same time of the interior of the core being examined for defects by means of a mirror reflector lamp. In addition, the actual interior of the core may be examined for defects in accordance with electromagnetic method advanced by Dr. Pohl.

The *mechanical properties* of the core as supplied are to be tested with all of the technical expedients available nowadays by taking samples in a radial, tangential and axial direction. The deformations occurring as a result of machining are determined by accurate measurements.

Residual strains may be eliminated by grooving the surface in the peripheral direction, though the rotor is weakened at the same time and the critical speed reduced.

The maximum stress due to centrifugal force occurs not in the teeth but at the edge of the bore. Experience shows that here we can not count on the full yield point value but only about 4000 kg/cm<sup>2</sup>.

If at 3000 r.p.m. we allow an edge stress of 50% of this value (i. e. 78% of the yield point value at the usual overspeed of 3750 r.p.m.) we obtain for normal depths of slot an admissible rotor diameter of

950 mm for machines with copper windings and a peripheral velocity of about 150 m/sec at the rated speed and 187 m/sec at overspeed.

Efforts are being made by the iron and steel industry to discover a steel alloy with, for example, the addition of molybdenum which submits to quench-tempering more readily and so reduces the risk of residual strains.

Diameters of up to 1000 mm can be employed for rotors with *aluminum windings*.

Nowadays a reliable, non-magnetic material of extremely great toughness (yield point about 7000 kg/cm<sup>2</sup>) is obtainable for the end rotor shields of the winding which take up the centrifugal forces of the coil ends.

The *rotors* of 4-pole machines are divided into parts particularly in the case of the larger sizes, and consist either of hollow forgings with the bearing journals screwed on or pressed into the bore or of forged plates shrunk onto a hollow shaft.

The length of the armature is limited by the *critical speed*. This is always less than the rated speed in the case of two-pole rotors. If it may not be less than 1650 r.p.m. the admissible length of core will be about 3.4 m.

In the case of 4-pole drum type rotors the critical speed is higher than the overspeed (with core lengths of up to 4 m), with disc type rotors it is on the other hand less than the rated speed on account of the lower moment of inertia.

Such large forgings naturally require very strong forging press for making them, and large and reliable machine tools for machining them.

A particularly important problem in the construction of such large machines is the dissipation of the heat losses. The problem has been solved, firstly, by *reducing* the losses and secondly by *improving the cooling arrangements*.

In order to reduce the iron losses in stators, alloyed stampings with a loss coefficient of 1.7 W/kg are now much used. The additional losses in the winding may be reduced to a very great extent by twisted bars, by twisting the end connectors and by other measures. The two-layer winding which is coming into increasing use nowadays is superior to the single bar winding. By reducing the pitch the harmonics of the armature field and the additional losses caused by same may be practically eliminated. It has also been possible to reduce the additional losses in the end shields, as well as in the pole surfaces.

Very considerable progress has been obtained by improving *ventilation* and by reducing the cooling air losses (improving the air paths and inlets).

Astonishingly *high efficiencies* for modern large machines have thus been attained, as for instance, 97.2% with a p.f. = 0.8 and 97.9% with a p.f. = 1 for a 2-pole, 45,000 kVA machine and 97.3% for a 4-pole, 100,000 kVA machine. According to American information an efficiency of over 98% has been obtained in one of the latest machines.

By alternately ventilating the stator radially inwards and then radially outwards, the ventilation can be made independent of the core length of the machine.



It is a general practice to embed temperature detectors in the stator, as this allows of the conditions of temperature rise being continually observed during operation.

The circulation cooling system which represents considerable progress as regards reliability, is employed in all large machines, in which the fan is preferably arranged behind the generator, so that its own losses do not affect the cooling air.

Promising experimental results have been obtained in America with the *hydrogen method of cooling* given by *Anschütz* and *Schuler* of Kiel. It allows of the ventilation losses being reduced yet further, though packing at the shaft offers difficulties.

The decrease in the *temperature rise* obtained by the reduction of the losses and the improvement of the ventilation would allow of a further increase in the capacity of existing types, though this is considered inadvisable owing to the risk to which the very long insulation tubes and windings in such machines would be exposed on account of the heat expansion.

The *windings* must be supported in order to withstand the enormously high short circuit stresses. The grid winding is particularly satisfactory in this respect. In order to keep the instantaneous short circuit current within the desired limits, the armature leakage should be increased artificially by especially deep slots.

The considerations involved in the selection of the short circuit ratio have completely changed with the development of turbo-generator construction. Whereas formerly it was governed by keeping the voltage variation as small as possible the ratio was chosen to the order of 2.5 to 3 in relation to the no-load excitation while the mechanical strength to short circuits is nowadays the chief factor. Machines are at present being designed in America with a short circuit ratio of about 0.8 to 1.25, while in Europe a value of even less than 0.8 is often employed.

In this case, however, a minimum limit is set to the short circuit ratio by the necessity of avoiding self excitation when supplying heavy charging currents in long distance transmission lines.

The considerable voltage variation, unavoidably involved in a low short circuit ratio, is compensated by the use of *quick acting voltage regulators*.

In order to reduce the *short circuit stresses* machines are equipped in America at times with two independent windings each of which, through separate transmission lines, feeds rotaries, which on the d. c. side operate in parallel to a common network.

The short circuit problem is not finally solved by knowing the value of the instantaneous short circuit current and the constant short circuit current. According to *Brosen's* investigations it is also necessary to know the *law* for the *damping* of the current, since dangerous over-voltages may occur with a single-phase short circuit in the open phase.

The considerable increase in the machine capacity entails at the same time an increase in the *voltage*, since otherwise difficulties would occur in the switch gear and the line cross section would become excessive. Hitherto one has built machines with voltages up to 30 kV. This postulates particularly carefully designed insulation and the per-

formance of exhaustive tests by manufacturers. It has been found expedient to arrange metal inserts in the insulating sheaths and coat the surface with a slightly conducting varnish in order to reduce creeping discharge. Fundamental investigations have already been made on the influence of considerably higher voltages on the construction of machines (See Paper No. 185, Ueda).

These high machine voltages allow of synchronous reaction machines being operated directly with the supply voltage and of the omission of an intermediate transformer, though it is true this advantage is offset by the risk of transients penetrating the end coils.

The various authors consider in the light of experiments so far obtained that further *increase in the capacity* is possible in the *future*. Ampere-loadings of up to 700 A/cm and magnetic densities up to  $B = 8000$  Gauss would be possible. If further we allow of a lower critical speed than hitherto, core lengths of up to 4.5 metres may be obtained for 2-pole generators. Thus capacities of 70,000 kVA at 3,000 r.p.m. and even 90,000 kVA with hydrogen cooling may be considered as possible, while we may expect capacities of 225,000 to 250,000 kVA at 1,500 r.p.m. for 4-pole machines. It is true that transportation offers difficulties in the case of large machines (both as regards bridges, tunnels and special trucks), which under certain circumstances impose a limit. If necessary the core would then have to be built up and the stator wound and laminated on site.

## II. Hydraulic Turbo-Generator

In this case the control by adequate design of the mechanical stresses set up by centrifugal forces in the rotor is the chief factor governing the limiting capacities, though the conditions are less favorable as compared with steam-turbo generators, as a value of 1.8 to 2.5 times the rated speed is prescribed as corresponding in this case to the speed increase of the water wheels when the load is thrown off. For higher speeds the inductor is often built up of forged plates and for lower speeds in the form of a spider with a high fly wheel effect. Special care is necessary in securing the poles to the spider. Extensive experiments have been made by designers in order to obtain methods of attachment which are as far as possible only subjected to tensile forces. In many cases machines have been constructed with vertical shafts, in which the design of the foot step and guide bearings governs decisively the entire construction of the machine.

The same remarks as were made for steam turbo-generators, apply in principle to the increase of the *voltage*, method of insulation, stability, choice of short circuit ratio, efficiency and temperature rise.

With the fast regulation necessitated by the low short circuit ratio more stringent requirements must be satisfied since when the load is thrown off the speed increases rapidly at the same time, so that for this reason the voltage will increase correspondingly for constant excitation. Thus especially *rapid de-excitation* is necessary. For this purpose a special auxiliary exciter is sometimes provided for energising the main exciter, the stator of which is laminated in order that the

flux may vary rapidly. The time constant of the magnetic circuit is reduced by choosing as the voltage of the exciter a multiple of the voltage necessary for exciting the generator at the rated load. It has been possible by this means to vary the voltage of the main exciter at a rate of 500 V/s, which corresponds to ten times the value of the rate of variation obtainable with ordinary exciters.

The effectiveness of the *damper winding* is still a matter of dispute with regard to the stability of the machine.

*Circulation cooling with hydrogen* offers considerable difficulties of the case of such machines, though this question is receiving serious attention.

Special methods have been developed for *machining* the stators of large low speed machines, in order to avoid the necessity of employing the large vertical boring and turning mills that would otherwise be necessary. Efforts are at present being made to design machines suitable for outdoor erection to reduce the total layout costs.

The largest capacities so far built according to paper No. 219 by *Hunziker* are as follows:

35,000 kVA at 375 r.p.m.; 40,000 kVA at 300 r.p.m.

45,000 kVA at 187 r.p.m.; 40,600 kVA at 138 r.p.m.

65,000 kVA at 107 r.p.m.; 77,500 kVA at 88.2 r.p.m.

Several authors agree in the opinion that the above capacities in no way represent limiting ratings. These are 50 to 100% higher than those hitherto attained. Somewhat diverse opinions are, it is true, expressed as to the actual limiting capacities as the following table indicates.

Limiting Capacities Attainable

at a speed of	Hunziker Paper No. 219	Newbury and Smith Paper No. 234	Niethammer Paper No. 375
1000	20 000	7 000	30 000
750	30 000	13 000	40 000
600	40 000	23 000	50 000
500	60 000	33 000	60 000
375	80 000	48 000	80 000
300	100 000	60 000	100 000
250	> 100 000		

In the case of these machines, too, transportation difficulties would under certain circumstances impose lower limits. The design of large wheels must accordingly allow of them being conveniently divided into separate parts, after the wheels have undergone the overspeed test in the manufacturer's testing bay.

### B. Asynchronous Machines

Efforts to utilise to greater advantage existing networks and machines have led to the improvement of the power factor.

In this respect one has doubtlessly gone too far at first with the compensation of the individual motors for capacities of 10 to 600 kW. It is in many cases uneconomical, particularly for motors used in agriculture. Thus, for example, a method has been evolved in Denmark for keeping the

no-load current small and so obtaining even at half load a power factor of 0.90, by liberally dimensioning the motors and saturating them weakly.

In systems supplying industrial plants, on the other hand, it is more expedient to install special reactive machines (phase advancers) at suitable points, which can moreover be called upon at the same time to supply active power. For this purpose preference is given in America to the synchronous motor, while the asynchronous machine is more popular in Europe, as it possesses a number of advantages over the synchronous machine and as its disadvantages can be easily obviated by suitable additional devices.

A great number of different schemes of connections have proved their value in actual use for the asynchronous motor coupled to a special "3-phase exciter". The 3-phase exciter itself is either excited across its commutator at the slip frequency or across its slip rings at the network frequency. It is either coupled mechanically to the main machine or driven separately according to its method of connection. All these methods of excitation involve an increase in the stalling torque as well as an increase in the slip, so that the flywheel effect is used to greater advantage in the case of overloads.

Asynchronous machines are now constructed as purely power factor correcting machines for capacities of up to 40,000 kVA. These machines require special methods of starting, of which we may mention in particular the method employing a special starting motor, the stator winding of which is connected in series with the main machine and then short circuited. The object of the different methods of starting is always to increase the voltage of the rotor at rest, so that the rotor current may not exceed the limits for which the commutator of the 3-phase exciter may be economically built (i.e. about 1000 to 1500 A).

Special importance attaches to the asynchronous machine for the *coupling* of networks of different and even fluctuating frequency, and particularly as a machine for transmitting a constant output. It is not possible to make any statement yet as to the most suitable of the various methods of connections that have been proposed and designed for this purpose.

Asynchronous motors with *squirrel cage rotors* are being increasingly employed thanks to their simplicity and the absence of sliding contacts, particularly since it has been possible, by special rotor designs (e. g. double slot armatures), to obtain a starting characteristic not only equal but in some respects superior to that of the slip ring armature. Thus motors of several 100 kW may be connected directly to the network especially in large power stations. This practice has been customary for some time in America, though in Europe the very strict regulations of electricity works has so far handicapped this. At the same time there is no doubt of the efforts being made to popularise the squirrel cage motor by eliminating its former disadvantages. In the case of smaller capacities the simple squirrel cage rotor in conjunction with a centrifugal starter pulley will presumably be considered as the simplest solution as compared with the more expensive double slot motor, as there exists a number of

ices which allow of the motor being started on no-load and g the starting peaks within the limits for slipping armature

### C. Commutator Machines

In addition to the limiting conditions obtaining for other machines with regard to the electrical and magnetic densities and mechanical stresses and to limiting temperature rise, reliable commutation and prevention of flashover likewise require consideration. A limit is set to the voltage between segments in the case of d. c. machines of 12 to 15 V for ordinary cylindrical commutators. The disc-commutator, which is employed especially frequently in France allows of a voltage between segments of up to 50 V.

Peripheral speeds of the commutator of up to 40 to 50 m/s are usual. The double commutator machines for 12,000 kW and 250 r.p.m. and 470 to 500 V recently installed in Norway are to be considered as *limiting capacity* machines.

Working voltages of 20,000 V and over have been attained in special machines for the anode voltage of transmitting valves, if necessary with two commutators connected in series.

The power obtainable with single-phase commutator motors is limited first and foremost by the "transformer voltage" which should not be more than 2 V, induced in the commutating coil by the pulsating main field. A 2700 kW locomotive for 250 r.p.m. and a frequency of  $16\frac{2}{3}$  cycles may be considered as a *limiting capacity* machine.

### D. Transformers

The increasing development of networks and the increase in the ratings of machines has resulted in the capacity of transformers being increased. The electrical and magnetic densities do not impose limits in this case. The *iron losses* may be kept low by employing alloyed sheet metal with a loss coefficient of less than 1.3 W/kg (at 10,000 Gauss). In America iron and steel works nowadays supply smooth sheets with a loss coefficient of 1 W/kg. Iron cores built up of individual frames in order to reduce the butt joint losses have proved satisfactory. It has been possible to keep the *additional losses* in the copper conductors and constructional parts within moderate limits by suitable constructional design.

The factors *limiting the capacity* in the case of large transformers are mechanical strength to short circuits and transportation difficulties.

For the purpose of keeping the *short circuit stresses* within safe limits the core type transformer with a single or subdivided tubular winding—usually with circular windings—is exclusively built nowadays. The instantaneous short circuit current is limited by choosing impedance voltage of about 12%. In view of the tensile stress on the copper due to the radial forces of the short circuit current the capacity has been limited to 125,000 kVA for 50-cycle, 3-phase current. As the voltage may be expected to drop before the transformer on the occurrence

of short circuit, 150,000 kVA may safely be taken as the limiting capacity.

Due regard must be paid to possibilities of *transportation* in designing transformers—A 60,000 kVA transformer for 220 kV can be carried on the railways by means of special bogies if the bushings are dismantled. The 5-limbed transformer has been developed in order to reduce the height. It is often expedient to send the transformer without oil and with gas-filled tanks, or the core (with winding) and the yoke are dispatched separately.

Welding is largely employed in manufacturing the *tank*.

With the increase in *network voltages* the operating voltage of transformers has been raised to 380 kV and has been found to be economical for capacities of from 10,000 kVA upwards.

These high voltages bring the question of neutral grounding into prominence, particularly with regard to the bushings, as difficulties are met with in obtaining suitable ceramic material for 380 kV.

The hesitation shown—particularly in Europe—towards neutral grounding (as grounding may involve disconnection and consequently interruptions in the service) no longer obtains in the case of plants of over 110 kV working voltage. Neutral grounding affords considerable economy in insulation and so reduces the cost of the transformer.

The *earth leakage coil* which serves to reduce the capacitive earth current and for extinguishing the grounding arc has proved entirely satisfactory and has been adopted to an increasing extent even in countries which were at first opposed to this idea.

The problem of *protecting* the winding from transients has occupied the serious attention of designers and plant engineers, and has led in many countries to the introduction of a special *surge test*, though opinions are divided as to the necessity of this. It has been found that at very high voltages the danger is comparatively less, since large bushings possess sufficient capacity to absorb the short wave harmonics and so flatten the wave front of the surges occurring. A protective ring at the end of the windings has also proved efficacious.

The invention of the Klydonograph and of the cathode ray oscillograph has contributed substantially to elucidating the conditions obtaining. According to American observations the overvoltages caused by *lightning* are about two to three times as great as those due to switching. Methods such as have proved their value in networks exposed repeatedly to the effects of lightning, have been developed in America for making the insulation of transformers correspond with that of the lines and apparatus connected to them.

New problems in transformer construction have arisen by the development of the multi-winding transformer for feeding several networks at the same time and of the network coupling transformer, in which the voltage must be regulated by special means. Many types have been developed for *regulation under load*, such as the sliding core transformer for example.

With regard to *ventilation*, transformers of up to 10,000 kVA with welded ribbed metal tanks and natural cooling have been built, while

for capacities of up to 15,000 kVA tanks are in use with welded cooling tubes. At higher capacities artificial cooling is usually necessary either by means of water or, where this is difficult, by blowers. This means has allowed of the highest existing capacities being developed.

Oil which must be very carefully dried, keeps, as experiment has shown, for ten to twenty years if an oil conservator is used. The various methods of testing oil are being thoroughly examined at the present time by a special committee of the I. E. C. with a view to evolving an internationally recognized standard method.

The increased working voltages have naturally necessitated the construction of test transformers for considerably higher voltages (up to 2,000 kV), of which there are many different designs.

In addition methods of measuring have been improved by the development of measuring transformers and other measuring devices of which many excellent designs exist.

### E. Rectifiers

The introduction of the iron clad rectifier in 1911 led to an extremely rapid development of the large rectifier. It has been possible safely to increase the capacities up to 16,000 A based on practical experience and, in particular, due to the very careful and thorough research work on the processes occurring in the arc. Automatically regulated water cooling is employed for these types of rectifiers, while for glass rectifiers air cooling can be used for capacities of up to 500 A.

The approximately constant voltage drop limits the economical range of voltage to a minimum value of about 500 V, a maximum value of 12,000 V having been reached hitherto.

The initial difficulties in sealing the vacuum have been overcome by a number of reliable seals (mercury, white metal or rubber), as well as by the application of the mercury vapour pump and the automatic indicating vacuum gauge.

*Back-firing* which led to short circuits and disconnection from the network for long occupied the attention of designers and research workers until they succeeded in mastering this defect.

The internal short circuit occurring with back-firing can be immediately ruptured by a grid arranged in front of the anode and positively charged by a relay on occurrence of the back-fire, without the main switch being tripped. In the case of connection in parallel with other d. c. sources the external short circuit then occurring is broken by a high-speed switch with an automatic re-closing-device, connected to the cathode circuit. The same devices also effect disconnection on the d. c. side on the occurrence of network short circuits.

It has been possible almost entirely to *prevent* back-firing by the incorporation of an anode protective grid consisting of concentric cylinders, which are automatically charged by the anode current and which thus increase the ignition voltage for a back-fire.

This device has allowed of the capacity of existing types to be increased by 60% and of the construction of rectifiers of up to 16,000 A.

The rectifier is nowadays an exceedingly reliable apparatus, a fact, amply demonstrated for instance, by the electrification of the Berlin City and Circular Railway for which exclusively rectifiers are used and which has worked with the greatest reliability ever since it was put into service.

The chemical industry forms another field of application for the rectifier.

A special type of rectifier has been developed by Mitsuda of Tokyo. The "Mercury-Inverter" as he terms this apparatus converts d. c. into a. c. by controlling the arc by means of a circulating disc provided with holes.

Another type of this "inverter" is employed for converting d. c. to d. c. of another voltage or as a frequency changer for a. c. of different frequencies.

### Points for Discussion

1. a. Does it appear possible to eliminate the residual stresses which occur when rotor forgings are quench-tempered or to reduce them to a sufficiently small value (by modifying the alloy or improving the method of quench tempering)?

b. To what extent may the residual stresses in the core be safely eliminated or reduced by constructional and manufacturing methods?

c. What information is there on the magnitude of the residual stresses caused by quench-tempering?

2. Is there any prospect of steel alloys with still higher yield points being produced or are there other possibilities of increasing the capacity of machines still more?

3. What experience has been obtained in particular with hydrogen cooling? (What quantities are required to replace the hydrogen which has escaped? Risk of explosion?)

4. Does experience exist on the ionisationless insulation of generator windings for an operating voltage of over 10 kV? Is such insulation necessary if mica is used?

5. Experience in the operation of large reactive machines, particularly when the 3-phases are loaded unsymmetrically.

6. Experience with asynchronous machines for interconnecting networks.

7. Experience with transformers for interconnecting networks with regulation under load.

8. What experience has been gained with the surge test? (Methods of indicating damages to the insulation occurring during surge test.)

9. Experience with large rectifiers with regard to the suppression or prevention of back-firing.



## Rapport Général

### Construction de générateurs à grande puissance, de transformateurs et d'autres machines électriques

*Prof. Dr.-Ing. M. Kloss*

#### Sommaire des rapports.

*Rapport No. 218a:* Die neueste Entwicklung des schweizerischen Elektromaschinenbaues mit Rücksicht auf größte Spannungen und Leistungen (Schweiz) Prof. Dr.-Ing. B. Bauer und Prof. E. Dünner

Puissances limites de génératrices pour turbines à vapeur ou hydrauliques, déterminées par les propriétés des matériaux, la sécurité contre les courts-circuits, l'isolation, et les conditions de transport, ainsi que pour les génératrices à courant continu (commutation et tension entre lamelles du collecteur) et pour les commutatrices.

Limitation de la puissance des grands transformateurs par les forces de court-circuit. Limite de tension imposée principalement par la construction des isolateurs de traversée. Description de grands transformateurs à enroulements multiples, et d'un transformateur d'essai à haute tension pour  $1,5 \cdot 10^6$  V.

Régulateurs d'induction à construction garantissant contre les courts-circuits.

Progrès dans la construction de grands redresseurs à vapeur de mercure, en particulier au point de vue de la sécurité contre les retours d'arc.

*Rapport No. 219:* Große Dreiphasengeneratoren (Schweiz)  
Ing. E. Hunziker

Description avec illustrations de trois turboalternateurs.

45 000 kVA — 3000 T/min.

88 500 kVA — 1800 T/min (Hellgate).

1 000 000 kVA — 1500 T/min (Zschornewitz) 6500 V (plus tard 13 000 V)  
(actuellement la plus grande machine installée en Europe).

Considérations sur les puissances-limites.

Description d'un alternateur hydraulique à axe vertical 35 000 kVA — (75 T/min, la plus grande machine construite en Europe).

Liste des plus grands alternateurs hydrauliques actuellement construits ou en construction, et puissances-limites pour différentes vitesses comprises entre 1000 et 250 T/min, et en dessous.

*Rapport No. 375: Grenzleistungen im Elektromaschinenbau (Tschechoslowakei)*  
Prof. F. Niethammer

L'auteur donne pour les turboalternateurs à vapeur des indications concernant leur puissance limite, les procédés de leur construction, les propriétés des matériaux, le refroidissement, les mesures à prendre pour réduire les pertes additionnelles, le choix du voltage, la vitesse critique, les forces de court-circuit.

Pour les *alternateurs hydrauliques*: leurs formes constructives, les puissances-limites.

Pour les *machines à collecteur*: limitation de la puissance par la tension admissible entre les segments; collecteurs à plans.

Pour les *transformateurs* et *interrupteurs à bain d'huile*: puissances limites.

*Rapport No. 277: Economic Developments in Turbine Generators in the United States (U.S.A.)*  
M. A. Savage

Représentation graphique du développement de la puissance des génératrices, pendant les dix dernières années (par suite de l'interconnexion de grands réseaux). Ce développement fut rendu possible par une réduction des pertes, un perfectionnement du refroidissement, et l'emploi de meilleurs matériaux pour la construction. Les perfectionnements projetés furent essayés avec de petits modèles. Rapport de court-circuit; sécurité contre les courts-circuits; étude du refroidissement, du refroidissement à l'hydrogène. Choix de l'échauffement limite et de la tension de l'alternateur, construction des rotors.

Description de quelques grandes machines (100.000 et 160.000 kVA).

*Rapport No. 234: Economic Limits to the Rating of Large Water Wheel Driven Generators (U.S.A.)*  
F. D. Newbury and M. W. Smith

Représentation graphique de la puissance limite en fonction de la vitesse de rotation; moment d'inertie en relation avec les variations de tension et l'accroissement de vitesse lorsqu'on décharge la machine. Les courants déwattés, décalés en avant, servant à charger de longues lignes de transmission exigent de plus grandes machines. (Accroissement du rapport de court-circuit, accroissement de l'entrefer pour prévenir l'auto-excitation.). Étude de la stabilité de marche des machines connectées à de grands réseaux; influence du rapport de court-circuit, usage d'une excitatrice auxiliaire pour exciter l'excitatrice principale. Choix de la tension de l'alternateur, isolement, en particulier des spires d'entrée contre les ondes transitoires. Description d'un alternateur de 40.000 kVA avec axe vertical,  $n = 138,5$ . Considérations sur la possibilité du refroidissement à l'hydrogène.

**Rapport No. 30:** Grenzbedingungen für Generatoren von hoher Spannung und hoher Leistung unter besonderer Berücksichtigung der Baustoffe und der Kühlung (Deutschland)

Dr. R. Pohl, E. Lasswitz et collaborateurs

Raisons d'augmenter la puissance des machines. Conditions limites générales tant mécaniques qu'électriques.

*Turbo-alternateurs:* Efforts sur les bords du forage pour différents diamètres. Méthodes de vérification électromagnétique pour déceler les défauts dans le corps du rotor. Puissances limites pour turbo-génératrices bipolaires et tétrapolaires. Disposition de l'enroulement du stator, isolation, suppression des champs de dispersion, dilatation thermique des barres, accroissement de la réactance de dispersion par des encoches profondes dans le stator. Refroidissement à circulation avec ventilateur propre ou ventilateur externe.

Description de quelques machines à puissance-limite (40.000 kVA — 3000 T/min, 100.000 kVA — 1500 T/min.)

Possibilité d'augmenter encore la puissance-limite (plus grande longueur du rotor et usage du refroidissement à l'hydrogène.)

*Génératrices hydrauliques:* conditions limites, détails constructifs de la fixation des pôles. Description de quelques machines à puissance-limite.

*Génératrices pour moteur Diesel:* considérations.

*Dispositifs de protection.*

**Rapport No. 215:** Le court-circuit des alternateurs de grande puissance (Belgique)

Ing. R. Brosens

Méthode d'approximation pour simplifier le calcul du courant momentané de court-circuit et du courant permanent de court-circuit.

Nécessité de connaître la loi d'après laquelle le courant de court-circuit s'amortit, à cause du danger des surtensions lors de courts-circuits dissymétriques. Ce danger est montré à l'aide d'oscillogrammes.

**Rapport No. 185:** Extra High Voltage Rotary Electric Machinery (Japan)

Prof. Dr. Ing. Teruo Ueda

L'auteur examine, d'après les principes de sa „Théorie des éléments constitutifs des machines électriques“, les questions suivantes relatives aux machines à très haute tension:

Tension spécifique comme facteur influant sur la tension entre les bornes.

Etude pour tensions entre les bornes particulièrement élevées.

Influence des tensions sur les bornes particulièrement élevées sur les dimensions des machines électriques.

Les coefficients d'utilisation respectifs sont indiqués pour des machines de 2 à 100 pôles et ayant des puissances atteignant 200.000 kVA.

*Rapport No. 32:* Asynchronmaschinen und ihre Verwendung zur Blindleistungserzeugung (Deutschland)  
Dr.-Ing. M. Schenkel, Dr.-Ing. W. Sarfert et collaborateurs.

Avantages des machines asynchrones par rapport aux machines synchrones. Dispositifs pour éviter leurs inconvénients. Classification de divers modes de connexions pour accouplement mécanique et électrique. Excitatrices triphasées, excitation à la fréquence du réseau ou à fréquence du glissement. Formes constructives.

Le moteur asynchrone avec excitatrice pour usages industriels.

Le moteur asynchrone à compensation directe. La machine à puissance déwattée pure. Procédés de démarrage. Puissances limites (jusque 40000 kVA). Emploi de la machine pour l'accouplement de réseaux de fréquences différentes. Modes divers de connexion.

Génératrices asynchrones, en particulier pour centrales automatiques.

*Rapport No. 330:* Wechselstrommotoren mit geringer Phasenverschiebung (Dänemark)  
Dipl.-Ing. V. Meyer

Dans des contrées agricoles où il y a beaucoup de fermes dispersées, il n'est pas pratiquement possible d'employer les méthodes usuelles d'amélioration du facteur de puissance (compensateurs de phase, moteurs compensés). En de pareils cas, il convient d'employer des moteurs spécialement conçus, largement dimensionnés et à faible saturation, qui ont un courant de marche à vide très faible et un  $\cos \varphi$  qui, à mi-charge, vaut encore plus de 0,9.

*Rapport No. 108:* Großmotoren mit Spezial-Kurzschlußanker für direktes Einschalten (Holland)  
Jr. A. Booden

Adaptation du moteur à encoches doubles, que Boucherot fit connaître, à une caractéristique de démarrage prescrite par un choix convenable de la résistance et de la self-induction de deux enroulements en cage d'écureuil en supprimant l'isolation du rotor. Description et données pour le calcul de pareils moteurs avec des puissances allant jusqu'à 880 kW et 120 t/min, qui peuvent être connectés directement au réseau et qui démarrent avec un couple de pleine charge.

*Rapport No. 220:* Skizze über Fragen des Transformatorenbaues (Schweiz)  
Dipl.-Ing. J. Kübler.

Considérations pour le calcul et la construction des grands transformateurs, en particulier pour transformateurs triphasés refroidis par l'huile: construction du noyau, enroulement, isolation, efforts dus aux ondes à front raide, isolateurs de traversée, bacs d'huile, difficultés de

transport, refroidissement, transformateurs de réglage et transformateurs à enroulements multiples. Installations de mesure.

Puissance-limite environ 125000 kVA pour 50 per/sec.

*Rapport No. 31: Aktuelle im Transformatorbau (Deutschland)*

Dipl.-Ing. L. Roebel et collaborateurs

Influence exercée par l'augmentation de tension et de puissance, transformateurs à enroulements multiples, réglage des grands transformateurs (transformateur de réglage à noyau glissant), refroidissement, sécurité contre les courts-circuits.

Bobines de mise à la terre.

Transformateurs d'essai, exemples d'exécution (jusqu'à 2000 kV).

Emploi de l'aluminium pour les enroulements.

*Rapport No. 260: Impulse Voltage Strength of Transformers (USA.)*

V. M. Montsinger and W. M. Dann

Propositions se basant sur des résultats d'essais pour la détermination de la rigidité diélectrique de l'isolement de transformateurs, et l'ajustement de celle-ci à celle du réseau et aux appareils branchés. La méthode proposée s'est répandue de plus en plus en Amérique.

Comme étalon de rigidité diélectrique pour l'isolement des transformateurs lors de surtensions brusques on peut admettre le voltage de rupture diélectrique de chaînes d'isolateurs secs à 60 per/sec. Les rapports indiqués dans les tableaux ne donnent pas une valeur numérique exacte de la rigidité, diélectrique, mais expriment seulement que l'isolement exécuté d'après les prescriptions de la normalisation américaine s'est comporté durant le service d'une manière satisfaisante lors de décharges atmosphériques.

*Rapport No. 149: Gleichrichter (Deutschland)*

Dr.-Ing. M. Schenkel, Dr.-Ing. H. Meyer-Delius et collaborateurs

Examen général du développement.

Domaines d'utilisation des grands redresseurs (exploitation ferroviaire, sous-stations automatiques contrôlées à distance, industries chimiques) puissance jusque 16000 A.

Joint étanches, pompes à vapeur de mercure, fabrication des récipients.

Prévention du retour d'arc, contrôle du vide, refroidissement à l'eau, développement de la production totale de 1911 à 1929 de trois maisons construisant des redresseurs.

Renseignements concernant les redresseurs à récipients en verre; intensité-limite: environ 500 A, avec refroidissement par l'air:

*Rapport No. 221: Neue Errungenschaften auf dem Gebiete der Gleichrichter (Schweiz)*

St. Widmer

Différents dispositifs développés par Brown-Boveri pour rendre inoffensifs ou prévenir les retours d'arc.

Extinction du retour d'arc dans le redresseur, par une grille chargée négativement. En cas de fonctionnement en parallèle avec d'autres sources de courant continu: mise en série dans la conduite de la cathode d'un interrupteur à action rapide avec réenclenchement automatique. Des courts-circuits du côté courant continu sont également interrompus par le même dispositif. Réamorçage de l'arc par changement de polarité de la grille.

Prévention du retour d'arc par disposition d'une grille protectrice d'anode formée de cylindres concentriques qui se chargent automatiquement négativement par le courant anodique. Accroissement du rendement par unité. Les plus grands modèles actuels sont de 16000 A.

*Rapport No. 402:* Recent Developments of the Mercury-Inverter and its Applications with particular Reference to the Construction of a «Rectivertor», namely, a Statical Frequency-Changer (Japan)  
Dr. R. Mitsuda

Description d'un nouvel appareil qui, agissant contrairement à un redresseur à vapeur de mercure, permet de transformer du courant continu en courant alternatif, au moyen d'un disque perforé actionné par un moteur synchrone, qui commande l'amorçage et l'interruption de l'arc.

Utilisation de l'appareil pour transformer du courant continu en courant continu d'un voltage différent.

Combinaison d'un redresseur avec un inverseur dans un appareil changeur de fréquence pour courant alternatif, le nombre de phases pouvant également être changé par ce procédé.

## Développement

### A. Machines synchrones à courant triphasé

Les réseaux de plus en plus développés ont conduit pendant les dix dernières années à une augmentation à peine prévue de la puissance par unité.

Il en résulte une économie importante de poids et d'encombrement, ainsi qu'en témoignent les chiffres suivants:

Puissance de la Machine		16 000 kW	80 000 kW
Surface nécessaire	} du groupe	17 à 18 m <sup>2</sup> /1000 kW	5,5 m <sup>2</sup> /1000 kW
Poids unitaire		18,5 kg/kW	13 kg/kW

Le poids unitaire des génératrices modernes est d'environ 2,35 à 2,5 kg/kVA pour des machines bipolaires à bâti en fonte et enroulement en cuivre, seulement d'environ 2,16 kg/kVA pour des machines à bâti soudé, telles qu'on les emploie à peu près partout actuellement; pour des machines à 4 pôles, il s'élève à environ 2,25 kg/kVA (par exemple pour Hellgate). On réalise, en outre, une économie de personnel et finalement une réelle simplification de tout l'appareillage d'où résulte aussi un arrangement plus simple et plus clair du poste de manœuvre.

Les limites imposées de cette façon à la puissance sont déterminées par les charges admissibles électriques, magnétiques et surtout mécaniques par la longueur exécutable du rotor, par l'importance des pertes et l'évacuation efficace au moyen du refroidissement, de même que par les possibilités du transport.

Les rapports présentés permettent en particulier de faire les conclusions suivantes:

### I. Turbo-génératrices à vapeur

Les machines suivantes sont déjà exécutées ou en cours de construction:

Nombre de poles	Puissance	Nombre de tours	Fréq.	Enroulements du rotor.	Installation
2	45 000	3 000	50	Cuivre	diverses
2	72 000	3 000	50	Aluminium	?
4	94 000	1 800	60	Cuivre	Hellgate
4	100 000	1 500	50	Cuivre	Zschornowitz
2	160 000	1 500	25	Cuivre (?)	New York Edison

L'effort magnétique s'élève en général à environ 7000 Gauss comme induction maximum dans l'entrefer (induction moyenne de 4500 Gauss).

L'effort électrique atteint actuellement environ 650 A/cm. Ces valeurs donnent lieu, avec les diamètres usuels des rotors, à une puissance d'environ 14600 kVA par m. de longueur, pour une vitesse angulaire de 3000 T/min.

Le diamètre du rotor, de son côté, est limité par la vitesse périphérique admissible, qui dépend elle-même de l'effort dû à la force centrifuge auquel le matériel est soumis. Les limites de la puissance qu'on peut atteindre dépendent donc en premier lieu de la construction du rotor et des propriétés mécaniques des matériaux employés.

Les perfectionnements des dernières années n'ont été possibles que par une collaboration systématique et étroite entre la métallurgie et l'industrie électrique.

Pour des rotors jusqu'à 700 mm de diamètre, on emploie de l'acier Siemens-Martin recuit; pour des diamètres plus grands, de l'acier au nickel-chrome trempé et affiné, avec une limite d'élasticité de 4500 à 5000 kg/cm<sup>2</sup> et une charge de rupture de 6500 à 7000 kg/cm<sup>2</sup>, un allongement de 15 à 25% et une résilience de 7 kg/m (essai au choc d'une éprouvette entaillée).

Pour les rotors bipolaires, on forge en général d'une seule pièce le noyau et les tourillons, en donnant au noyau son diamètre entre les encoches étant fraisées ultérieurement, ou bien on ne lui donne qu'un diamètre réduit, les dents étant rapportées dans des encoches en queue d'aronde fraisées dans le noyau.

Les noyaux au nickel-chrome doivent être trempés après le forgeage, puis recuits et affinés. Ce procédé exige une grande compétence et beaucoup de soins, afin de maintenir dans des limites modérées la

tensions inévitables dues à l'affinage et qui ne peuvent pas encore être soumises au calcul.

De parcellles tensions résiduelles, probablement combinées à des ségrégations dans le métal, ont donné lieu en plusieurs cas à des explosions du rotor.

Afin de soumettre aussi l'intérieur des noyau à l'affinage, on y fore un trou d'environ 100 mm de diamètre. Ce forage permet en outre un examen ultérieur de l'intérieur du noyau pour la recherche des défauts au moyen du contrôle par miroirs. On peut aussi vérifier l'intérieur des noyaux par un procédé électromagnétique indiqué par le Dr. Pohl.

On examine très soigneusement les *propriétés mécaniques du matériel* qui constituera le rotor, au moyen de procédés les plus modernes, par prélèvement d'éprouvettes tant dans le sens radial et tangentiel qu'axial. Par des mesures précises on constate les déformations dues aux essais ou bien à l'usinage.

On peut supprimer les tensions résiduelles en tournant des encoches dans la périphérie du rotor, mais par ce fait on affaiblit le corps du rotor, ce qui diminue la vitesse critique.

Le plus grand *effort* dû à la *force centrifuge* ne se produit pas dans les dents, mais au bord du forage. L'expérience montre qu'on ne peut pas compter ici avec la pleine limite d'élasticité, mais seulement avec  $4000 \text{ kg/cm}^2$ . Si on admet pour 3000 t/min une tension circonférentielle s'élevant à 50 % de cette valeur (soit pour la vitesse usuelle d'emballlement de 3750 T/min 78 % de la limite d'élasticité), alors on obtient, pour le cas des profondeurs habituellement admises des encoches, un diamètre du rotor de 950 mm pour l'enroulement en cuivre, et une vitesse circonférentielle correspondante d'environ 150 m/sec. pour la vitesse nominale et de 187 m/sec. pour la vitesse d'emballlement.

L'industrie métallurgique s'efforce actuellement de trouver un alliage, par exemple avec addition de molybdène, moins exigeant en ce qui concerne l'affinage et présentant par conséquent un moindre danger de tensions résiduelles.

Pour des rotors à enroulement en aluminium on peut, avec le même matériel, atteindre un diamètre de 100 mm.

Pour les calottes devant résister aux forces centrifuges des têtes d'enroulement, on emploie actuellement du métal non magnétique et de très haute résistance (limite d'élasticité, environ  $7000 \text{ kg/cm}^2$ ).

On exécute les *rotors des machines à 4 pôles*, en particulier dans le cas des grandes longueurs, en plusieurs parties, soit comme corps creux forgé avec tourillons rapportés ou forcés dans le creux, soit composé de plaques forgées et assemblées à chaud sur un axe creux.

La longueur du rotor est limitée par la *vitesse critique*. Celle-ci se trouve pour des rotors bipolaires toujours en-dessous de la vitesse nominale. S'il ne faut pas qu'elle descende en-dessous de 1650 T/min, on atteint une longueur de rotor admissible de 3,40 m.

Pour des rotors en tambour, à quatre pôles, la vitesse critique est plus grande que la vitesse d'emballlement (ou atteint dans ce cas des



longueurs de 4 m). Pour des rotors à disques, elle est au contraire plus petite que la vitesse nominale, à cause du moment d'inertie plus petit.

Pour construire de si grosses pièces forgées, il faut évidemment avoir des presses de forgeage particulièrement puissantes, et pour l'usinage, de très grandes machines-outils.

L'un des problèmes les plus importants lorsqu'on construit une pareille machine est l'évacuation de la chaleur due aux pertes. Il a été résolu d'une part par la *réduction des pertes*, d'autre part par l'*amélioration des dispositifs de refroidissement*.

Pour diminuer les pertes dans le fer du stator on emploie fréquemment des *tôles d'alliage* avec un coefficient de perte de 1,7 W/kg. Il est possible de diminuer considérablement les pertes additionnelles dans l'enroulement en employant des barres *transposées*, par transposition des têtes d'enroulement, et par d'autres procédés. Actuellement on préfère l'enroulement à deux couches, qui est supérieur à l'enroulement à couche unique. L'utilisation du pas raccourci pour l'enroulement supprime presque entièrement les harmoniques du champ de l'induit et par suite les pertes additionnelles qui en sont dues. On est aussi parvenu à diminuer les pertes additionnelles dans les flasques de serrage et dans les boucliers protecteurs, de même que dans la surface polaire.

On a atteint des perfectionnements très importants en améliorant les ventilateurs et en réduisant les pertes de circulation de l'air de refroidissement (amélioration des canaux de ventilation, et en particulier des entrées d'air).

De cette façon on obtient pour les grandes machines actuelles des *rendements étonnamment élevés*. On donne, pour une machine bipolaire de 45000 kVA, 97,2% avec  $\cos \varphi = 0,8$  et 97,9% avec  $\cos \varphi = 1$  pour une machine à 4 pôles de 100000 kVA 97,3%. D'après des sources américaines, on a même atteint pour l'une des machines les plus récentes un rendement de plus de 98%.

Par une ventilation radiale du stator, allant alternativement de l'intérieur vers l'extérieur et de l'extérieur vers l'intérieur, on parvient à rendre le refroidissement indépendant de la longueur de la machine.

On dispose généralement des *indicateurs de température* dans le stator. Ils permettent d'avoir un contrôle continu de l'état d'échauffement de la machine pendant son fonctionnement.

On a fait un grand progrès dans le domaine de la sécurité de service par l'introduction du refroidissement *par circulation*, actuellement employé pour tout les grandes machines, le ventilateur étant intercalé derrière la génératrice de façon à ne pas échauffer par ses pertes propres l'air de refroidissement.

On a déjà fait des essais concluants, particulièrement en Amérique, avec le *refroidissement à l'hydrogène*, préconisé d'abord par *Anschütz* et *Schuler*. Il permet encore une réduction considérable des pertes par ventilation. La plus grande difficulté est de rendre l'arbre étanche.

La diminution de l'*échauffement* due à une réduction des pertes et à une amélioration de la ventilation permettrait à elle seule une augmentation de la puissance, mais on y renonce, à cause du danger qui menace

l'isolation de l'enroulement de machines si longues, par suite de la dilatation thermique.

On doit consolider les *enroulements* contre les énormes forces de court-circuit. A cet effet l'enroulement du genre grille est particulièrement favorable.

Pour maintenir le courant momentané de court-circuit dans des limites admissibles, on augmente souvent artificiellement la dispersion, en rendant les encoches plus profondes.

Les considérations déterminant le choix du *rapport de court-circuit* se sont complètement modifiées lors du développement des turbo-alternateurs. Tandis qu'on ne le choisissait autrefois qu'avec l'intention de maintenir les variations de tension aussi petites que possible, de l'ordre de grandeur de 2,5 à 3, relativement à l'excitation à vide, on recherche actuellement en premier lieu la sécurité contre les courts-circuits. Actuellement on préconise en Amérique un rapport de court-circuit allant d'environ de 0,8 à 1,25. En Europe, on descend même sous 0,8. Mais on se trouve limité, dans la valeur inférieure de ce rapport, par la nécessité d'éviter l'auto-excitation lorsqu'on produit des courants réactifs intenses pour charger de longues lignes de transmission.

On compense les fortes variations de tension, inévitables lorsqu'on fait usage de petits rapports de court-circuit, au moyen de *régulateurs rapides*.

Pour réduire les *forces de court-circuit*, on exécute parfois en Amérique les machines avec deux enroulements indépendants. Au moyen de ceux-ci on alimente p. ex. des commutatrices par l'intermédiaire de lignes aériennes indépendantes, ce n'est que le côté courant continu qui est relié à un réseau commun.

On n'a pas épuisé le problème du court-circuit du fait qu'on connaît les valeurs du courant momentané de court-circuit et du courant permanent de court-circuit. D'après des recherches faites par *Brosens*, il est aussi nécessaire de connaître la *loi* de l'*amortissement*, parce que lors du court-circuit monophasé, des surtensions dangereuses peuvent se produire dans la phase ouverte.

L'augmentation considérable de la puissance conduit aussi à augmenter la *tension*, sinon on se heurte à des difficultés avec l'appareillage, et les sections des conducteurs deviennent trop grandes. On a actuellement atteint 30 kV. Ceci exige une exécution excessivement soignée de l'isolation. Des essais très détaillés ont été faits à ce sujet par les fabricants. On obtient des résultats satisfaisants en insérant des couches métalliques à l'intérieur des tubes isolants, et en enduisant leur surface d'un vernis faiblement conducteur pour éviter les décharges superficielles. On dispose déjà de recherches fondamentales concernant l'influence de tensions encore plus élevées sur la construction des machines (Rapport 185, *Ueda*).

Ces tensions élevées des machines permettent de brancher des compensateurs de phase synchrones directement sur le réseau, sans transformateur intermédiaire, mais à cet avantage s'oppose le danger auquel les spires d'entrée sont soumises par les ondes transitoires.

L'expérience acquise jusqu'à présent conduit les rapporteurs à prévoir à l'avenir encore de *plus grands accroissements de puissance*. On augmentera les efforts électriques et magnétiques jusqu'à 700 A/cm et jusque  $B = 8000$  Gauss. Si on admet en outre une vitesse critique encore plus petite, on pourra augmenter la longueur du rotor d'une génératrice bipolaire jusqu'à 4,50 m. Alors on peut estimer qu'il est possible d'atteindre des puissances de 70.000 kVA pour 3000 T/min et même, dans le cas du refroidissement à l'hydrogène, 90.000 kVA. Pour des machines à quatre pôles on compte atteindre 225.000 à 250.000 kVA à 1500 T/min. Mais, en tout cas, ces grosses machines donnent lieu à des difficultés de transport (gabarit des chemins de fer et charge admissible des wagons spéciaux), qui imposent des limites déjà préalablement dans certaines circonstances. Le cas échéant il faudra empiler les tôles du stator et bobiner celui-ci sur place.

## II. Alternateurs hydrauliques

Les puissances limites sont aussi déterminées dans ce cas par les difficultés constructives que l'on a pour pouvoir se rendre maître des efforts considérables dûs aux forces centrifuges dans le rotor. Ce cas est même plus défavorable que pour les turbines à vapeur parce que le nombre de tours d'emballlement correspondant ici à l'accroissement de vitesse de la turbine hydraulique lors d'une décharge, est de 1,8 jusqu'à 2,5 fois le nombre de tours normal. Pour les vitesses élevées, la roue polaire est constituée souvent de plaques forgées, pour de vitesses plus réduites, on la construit souvent comme un volant à rayons. On accorde un grand soin à une fixation particulièrement sûre des pôles à la roue polaire. Les constructeurs s'efforcent, par tous les moyens, de trouver des procédés de fixation qui ne donnent lieu qu'à des efforts de traction. Dans beaucoup de cas on exécute les machines avec un axe vertical, la construction des paliers butées et de guidage influençant alors la forme de la machine.

En ce qui concerne l'accroissement des *tensions*, l'exécution de l'isolation, la stabilité, le choix du rapport de court-circuit, le rendement, et l'échauffement, on peut dire en principe la même chose que pour les turbogénératrices à vapeur.

Le réglage rapide rendu nécessaire par le faible rapport de court-circuit donne lieu à des exigences encore plus grandes, parce que lorsque lors d'une décharge le nombre de tours croît beaucoup plus, ainsi qu'il a été dit, ce qui fait que dans ce cas la tension s'élèverait beaucoup plus, si l'excitation reste constante. Aussi faut-il avoir une dés-*excitation* excessivement *rapide*. A cet effet, on prévoit p. ex. une excitatrice auxiliaire pour l'excitation de l'excitatrice principale, et afin de pouvoir changer plus facilement le flux dans le stator, on l'exécute en tôles feuilletées. La constante de temps du circuit magnétique est réduite par le fait que la tension choisie pour l'excitatrice est un multiple de la tension d'excitation nécessaire à la génératrice travaillant à sa puissance indiquée. Par ces moyens, il est possible de faire varier la

tension de l'excitatrice principale avec une vitesse de 500 V/s, ce qui est le décuple de ce que l'on atteint pour les excitatrices ordinaires.

En ce qui concerne la stabilité de la machine, on discute encore l'efficacité d'un *enroulement d'amortissement*.

Le *refroidissement à circulation avec de l'hydrogène* présente de grandes difficultés avec ces machines, mais on s'occupe cependant sérieusement de cette question.

Pour l'*usinage* des rotors de grosses machines, tournant lentement, on a imaginé des procédés spéciaux pour éviter l'emploi des grands tours verticaux. Dans ce cas aussi on accorde partout la préférence à la soudure. Afin de réduire les frais d'installations, on s'occupe actuellement de la construction de machines pouvant fonctionner en plein air.

Les plus grandes puissances réalisées sont, d'après le rapport 219 de Hunziker, les suivantes:

35.000 kVA à 375 T/m; 40.000—300; 45.000—187; 40.600—138; 65.000—107; 77.500—88,2.

Le divers rapports indiquent tous que ces puissances ne sont pas encore les extrêmes limites que l'on puisse atteindre. Celles-ci se trouvent plutôt de 50 à 100 % au-delà de ce qui fut réalisé jusqu'à présent. En ce qui concerne les puissances-limites, les avis sont encore partagés, comme le montre le tableau suivant.

Puissances-limites qu'on peut atteindre

Pour une vitesse de T/m	d'après Hunziker Rapport No. 219	d'après Newburg & Smith Rapport No. 234	d'après Niothammer Rapport No. 375
1000	20000	7000	30000
750	30000	13000	40000
600	40000	23000	50000
500	60000	33000	60000
375	80000	48000	80000
300	100000	60000	100000
250	100000		

Les puissances de ces machines-ci seront limitées aussi par des difficultés de transport. La construction des grands rotors doit alors permettre un démontage facile en plusieurs parties après l'essai de la machine fait sur le banc d'épreuve du constructeur.

## B. Machines asynchrones

La tendance à utiliser plus efficacement les réseaux et les machines en exploitation conduit à l'amélioration du facteur de puissance ( $\cos \varphi$ ). Par la compensation individuelle des moteurs, qu'il est possible de réaliser pour des puissances de 10 à 600 kW, on a sans aucun doute dépassé le but proposé. On est parvenu, entre autres au Danemark, à avoir pour le courant de marche à vide des valeurs relativement très petites, au moyen d'un très large dimensionnement et d'une faible saturation des moteurs, ce qui permet d'atteindre déjà à mi-charge un  $\cos \varphi$  de 0,90.

Dans des réseaux alimentant principalement des ateliers industriels, on peut obtenir de meilleurs résultats en branchant en des endroits appropriés des *machines à courant dévatté* (compensateurs de phase), que l'on peut en outre utiliser en même temps pour produire de la puissance réelle. En Amérique, on préfère pour ce but des moteurs synchrones, en Europe, au contraire le moteur asynchrone est de plus en plus employé, parce qu'il présente un grand nombre d'avantages sur le moteur synchrone, et que ses inconvénients par rapport à celui-ci peuvent facilement être supprimés par des dispositifs supplémentaires.

On a réalisé toute une série de montages pour le moteur asynchrone avec „excitatrice triphasée“ particulière. Celle-ci est excitée à son tour, avec la fréquence de glissement, par l'intermédiaire de son collecteur, ou bien avec la fréquence du réseau, par ses bagues collectrices. Suivant le genre de connexion, on l'accouple mécaniquement à la machine principale ou on l'actionne séparément. A tout ces procédés d'excitation se rattache un accroissement du couple maximum et un glissement plus grand, ce qui fait que le moment d'inertie est mieux utilisé en cas de surcharges brusques.

Actuellement on construit déjà des machines asynchrones comme machines à courant dévatté pur, avec des puissances allant jusque 40.000 kWA. De pareilles machines exigent des procédés spéciaux de démarrage, desquels nous ne citerons que le moteur spécial de lancement dont le stator est connecté en série avec le moteur principal, et est court-circuité lorsque le démarrage est terminé. Le but des divers procédés de démarrage est toujours l'accroissement de la tension de repos du rotor, afin que le courant du rotor n'excède pas une intensité compatible avec une construction économiquement possible du collecteur de l'excitatrice triphasée (soit environ 1000 à 1500 A).

Le moteur asynchrone est particulièrement intéressant pour l'*interconnexion de réseaux* de fréquence différente, et même variable, en particulier comme machine transmettant une puissance constante. Il n'est pas encore possible de dire quels sont les modes de connexion les meilleurs.

Les moteurs asynchrones à *induit en court-circuit* sont de plus en plus employés, à cause de leur surveillance simple et du fait qu'ils ne présentent pas de contacts frottants, et cela d'autant plus qu'il est devenu possible, par une construction particulière des rotors (p. ex. des induits à encoches doubles), non seulement d'égaliser, mais même de surpasser la caractéristique de démarrage des moteurs à induit à bagues. C'est ainsi, que dans les grandes centrales elles-mêmes on branche directement des moteurs de plusieurs centaines de kW sur le réseau. En Amérique cet usage est déjà devenu très général. En Europe, des prescriptions très étroites des sociétés de distribution s'y opposaient souvent jusqu'à maintenant. Mais il est indéniable qu'on constate actuellement une tendance à donner au moteur à induit en court-circuit toute l'importance qui lui revient, malgré les anciens préjugés. Pour des puissances plus petites on s'en tiendra probablement à l'induit en cage d'écureuil avec poulie à accouplement centrifuge de démarrage, qui est la solution

la plus simple, en comparaison du moteur à encoches doubles, car il existe toute une série de poulies de démarrage permettant un démarrage complètement à vide et maintenant néanmoins la pointe de courant de démarrage entre les limites usuelles pour moteurs à bagues.

### C. Machines à collecteur

En plus des conditions limites concernant les efforts électriques, magnétiques et mécaniques, et de l'élévation de température admissible qui existent pour les autres machines, on doit encore veiller ici à la commutation et aux étincelles périphériques du collecteur. La tension entre lamelles des collecteurs cylindriques usuels doit rester endessous de 12 à 15 V. Le collecteur plan qui est souvent employé en France permet des tensions entre lamelles jusqu'à 50 V.

La vitesse circonférentielle du collecteur peut atteindre 40 à 50 m/sec. Les machines doubles construites récemment en Norvège pour 12.000 kW à 250 T/min, 470 à 505 V peuvent être considérées comme machines à puissance-limite.

Dans des machines spéciales pour la tension anodique de tubes d'émission, on atteint, le cas échéant, des tensions de 20.000 V et plus avec deux collecteurs montés en série.

Pour des *moteurs monophasés à collecteur*, la puissance accessible est limitée en premier lieu par la tension induite dans la bobine commutante par le champ principal alternatif, tension qu'il faut réduire à 2 V. Comme machine à puissance-limite, nous pouvons citer un moteur de locomotive pour 2.700 kW pour 250 T/min avec une fréquence de  $16\frac{2}{3}$  périodes par seconde.

### D. Transformateurs

L'extension continue des réseaux, et l'augmentation des puissances des machines ont pour conséquence l'accroissement de la puissance des transformateurs. Aucune considération d'efforts électriques et magnétiques ne limite cette puissance. Les pertes dans le noyau peuvent être ramenées en dessous de 1,3 W/kg (pour 10.000 Gauss) par l'usage de tôles d'alliage. En Amérique les usines métallurgiques fournissent déjà des tôles avec 1 W/kg avec une surface lisse. Pour diminuer les pertes par les joints, on a construit les noyaux métalliques en cadres partiels. On est aussi parvenu, par des dispositions particulières, à maintenir dans des limites modérées les pertes additionnelles dans les conducteurs de cuivre et dans les parties constructives.

Les facteurs *limitant la puissance* qu'il faut considérer pour les grands transformateurs sont: la sécurité contre le court-circuit et les difficultés de transport.

Pour pouvoir contrôler avec sûreté les forces de court-circuit, on exécute actuellement généralement les transformateurs à noyaux, avec enroulement simple ou multiple tubulaire, exécuté le plus souvent en spires circulaires. Le courant momentané de court-circuit est limité par le choix d'un voltage de court-circuit d'environ 12%. En tenant

de traction exercés sur le cuivre par les forces radiales  
art-circuit, on parvient à des puissances de 125.000 kVA  
triphase à 50 périodes/sec. Comme cependant on peut  
compter sur une réduction de la tension lors d'un court-circuit,  
on peut admettre 150.000 kVA comme puissance-limite.

Déjà lors du projet on doit tenir compte des possibilités de *transport*.  
Il est encore possible de transporter d'une seule pièce sur wagons  
spéciaux un transformateur de 60.000 kVA et 220 kV lorsqu'on a dé-  
monté les isolateurs de traversée. On a développé le transformateur à  
cinq noyaux pour réduire la hauteur. Souvent, on se tire d'affaire en  
expédiant les transformateurs sans huile, et en remplissant le bac d'huile  
d'un gaz, inerte ou bien on expédie séparément les noyaux avec leur  
enroulement et les culasses.

Pour fabriquer le bac on fait largement usage de la soudure.

La tension des transformateurs s'est élevée en même temps que celle  
des réseaux, et atteint dans certains cas 380 kV. Pour cette tension la  
construction de transformateurs d'une puissance de 10.000 kVA est  
encore économiquement réalisable.

Ces grandes tensions donnent une importance toute particulière à la  
question de la mise à la terre du point neutre, en particulier pour les  
isolateurs de traversée qui donnent lieu à des difficultés de fabrication  
lorsqu'on doit les exécuter pour 380 kV.

Les objections que l'on faisait notamment en Europe à la mise à la  
terre du point neutre (entr'autres celle d'après laquelle des mises à la  
terre accidentelles conduisaient à une interruption de courant)  
n'existent plus pour des installations de plus de 110 kV, ainsi que  
le montre l'expérience. La mise à la terre du point neutre permet de  
réaliser de fortes économies sur l'isolation, et ainsi sur le prix du  
transformateur.

La bobine de mise à la terre, qui sert à réduire le courant par capa-  
cité de mise à la terre et à éteindre l'arc entre la terre, est très efficace  
et est utilisée de plus en plus dans les pays qui se sont initialement  
opposés à son emploi.

La protection des enroulements contre les ondes transitoires a forte-  
ment occupé les constructeurs et les chefs de service, et a conduit dans  
divers pays à faire usage d'un essai aux ondes à front raide. Mais la  
nécessité de cet essai est encore discutée. On a constaté que le danger  
est relativement moindre pour de très hautes tensions, parce que les  
grands isolateurs de traversée ont une capacité suffisante pour absorber  
les ondes harmoniques de courte longueur et pour réduire de cette  
façon le front de l'onde incidente. L'anneau de sécurité au bout de  
l'enroulement a aussi eu de bons résultats.

L'invention du Klydonographe et de l'oscillographe à rayons catho-  
diques a évidemment contribué à jeter la lumière sur ces phénomènes.  
D'après des constatations faites en Amérique, les surtensions dues aux  
décharges atmosphériques sont 2 à 3 fois plus grandes que celles provenant  
de manœuvres de service. Pour mettre l'isolation des transformateurs  
en rapport avec celle des conducteurs et appareils raccordés, il existe

des propositions américaines qui durant des essais multiples ont donné satisfaction pendant plusieurs années dans des réseaux exposés aux décharges atmosphériques.

La construction des transformateurs s'est trouvée en face de nouveaux problèmes pour les transformateurs à enroulements multiples pour l'alimentation simultanée de divers réseaux et pour les transformateurs d'interconnexion de réseaux, pour lesquels le réglage de la tension exige avant tout des mesures particulières. On a réalisé de nombreuses constructions pour le réglage en pleine charge, entr'autres le transformateur de réglage au noyau glissant.

Au point de vue du refroidissement on se tire d'affaire jusqu'à 10.000 kVA avec des bacs en tôles ondulées soudées à ventilation naturelle; jusqu'à 15.000 kVA, avec des bacs tubulaires. Pour des puissances plus élevées, le refroidissement à l'eau est nécessaire ou bien si c'est difficilement réalisable, par ventilation forcée. Ces moyens permettent de pourvoir aux plus grandes puissances usitées jusqu'à présent.

*L'huile*, qui doit être débarrassée très soigneusement de toute humidité, reste en bon état pendant 10 à 20 ans, si on fait usage du conservateur d'huile. Les différentes méthodes d'essayer les huiles font l'objet d'une comparaison de la part d'une commission spéciale de l'I. E. C., dans le but de déterminer, si possible, une méthode universellement admise.

Les tensions toujours croissantes des installations exigent pour les plates-formes d'essais des constructeurs, des *transformateurs d'essai* pour des tensions particulièrement élevées (jusque 2000 kV), pour lesquels on dispose de constructions les plus variées.

Aussi dans le domaine des *mesures* on a créé d'excellentes constructions nouvelles, du fait des perfectionnements apportés aux transformateurs de mesure et aux autres appareils.

## E. Redresseurs

Du fait de l'usage des récipients métalliques, depuis 1911, les grands redresseurs ont subi un développement important. De l'ensemble des expériences acquises, et surtout de travaux de recherches importants concernant les phénomènes qui se produisent dans l'arc, est résultée la possibilité de réaliser en toute sécurité des puissances jusque 16.000 A. Le refroidissement est assuré par une circulation d'eau qui se règle automatiquement. Dans les redresseurs à *verre* on a atteint des intensités de 500 A, avec refroidissement par ventilation artificielle.

La chute sensiblement constante de tension limite la tension économiquement réalisable à 500 V, au minimum. On a atteint au maximum 12.000 V.

Les difficultés que l'on éprouvait au début pour maintenir le vide dans l'appareil ont été surmontées par de nombreuses constructions de joints étanches (à mercure, à métal mou, ou au caoutchouc) de même que par l'emploi de la pompe à vapeur de mercure et d'un indicateur de vide automatique.



Les *retours d'arc*, qui donnaient lieu à des courts-circuit set à des mises hors service de la ligne, ont occupé pendant longtemps les chercheurs et les constructeurs, jusqu'à ce que, finalement, on a réussi à surmonter ces difficultés.

Le court-circuit interne qui se produit lors du retour d'arc peut être immédiatement interrompu par une grille disposée devant l'anode et qu'un relais charge positivement dès que le retour d'arc se produit, sans que le disjoncteur principal ait fonctionné. Dans le cas où l'appareil travaille en parallèle avec d'autres sources de courant continu, le court-circuit extérieur qui se produit alors est interrompu par un disjoncteur à fonctionnement rapide et à réenclenchement automatique intercalé dans le conducteur cathodique. Les mêmes dispositifs permettent aussi l'interruption des courts-circuits de réseau du côté du courant continu.

On peut prévenir presque absolument les retours d'arc en intercalant une grille qui protège l'anode. Elle est formée de cylindres concentriques qui sont chargés automatiquement négativement par le courant anodique, et qui augmentent de ce fait la tension d'amorçage du retour d'arc.

Cette disposition a donné lieu à une augmentation de 60% de la puissance des types employés et a permis de construire des redresseurs pour des intensités atteignant 16.000 A.

Actuellement le redresseur est incontestablement un appareil de fonctionnement sûr et dans lequel on peut avoir confiance. L'électrification de chemin de fer intérieur et de ceinture de Berlin en a fourni la preuve convaincante. L'alimentation est complètement basée sur l'emploi de redresseurs qui ont donné dès le début un fonctionnement sans inconvénients.

Dans le industries chimiques se trouve sans aucun doute un vaste domaine d'application des redresseurs.

Mr. *Mitsuda* (Tokyo) a développé une application originale du redresseur. L'appareil qu'il appelle «Mercury Inverter» (inverseur à vapeur de mercure) transforme du courant continu en courant alternatif, l'arc étant contrôlé par un disque perforé tournant. Sous d'autres formes, cet inverseur peut servir à transformer du courant continu en courant continu de voltage différent, ou comme changeur de fréquence pour des courants alternatifs d'un nombre de phases différent.

### Propositions de Discussion

1. a. Semble-t-il possible de prévenir les *tensions résiduelles* qui se produisent lors du traitement thermique des rotors forgés, ou de les réduire dans des limites admissibles (par le choix d'un autre alliage ou par le perfectionnement du procédé d'affinage?

b. Jusqu'à quel point est-il possible de réduire ou de supprimer les tensions résiduelles dans le noyau du rotor par des procédés de construction ou d'usinage?

c. Est-il possible d'estimer la grandeur des tensions résiduelles provenant du traitement thermique?

2. Prévoit-on la possibilité de produire des alliages d'acier avec des limites d'élasticité encore plus élevées, ou y-a-t-il d'autres moyens d'augmenter la puissance des machines ?

3. Quels sont les résultats d'expériences individuelles faites avec le refroidissement à l'hydrogène ? (Hydrogène nécessaire pour remplacer celui qui s'est échappé ? danger d'explosion ?)

4. Dispose-t-on déjà d'un isolement à l'abri de l'ionisation pour des enroulements de génératrices de plus de 10 kV de tension de régime ? Une pareille isolation est-elle nécessaire si on emploie du mica ?

5. Résultats d'expérience de grandes machines à courant déwatté, en particulier pour une charge dissymétrique des trois phases.

6. Résultats d'expérience de machines asynchrones servant à accoupler des réseaux.

7. Résultats d'expérience de transformateurs d'accouplement des réseaux, avec réglage souscharge.

8. Quelles sont les expériences acquises avec l'essai aux ondes à front raide (constatation des avaries de l'enroulement se produisant éventuellement lors de l'essai) ? 9. Résultats d'expérience avec les grands redresseurs, en ce qui concerne la prévention ou la suppression des retours d'arc.

## Diskussionsbericht

### Bau von Grossgeneratoren und -transformatoren und anderen elektrischen Maschinen

*Prof. Dr.-Ing. M. Kloss*

An der Diskussion nahmen die folgenden 18 Herren teil:

- Donkin, S. B.*, Cons. Eng., Kennedy & Donkin, London SW 1, Brodway Court, 8, Brodway.
- Hillebrand, F.*, Dr.-Ing., AEG-Fabriken, Berlin N 31, Brunnenstr. 107a.
- Krämer, Ch.*, Obering., AEG, Berlin-Pankow, Pestalozzistr. 40.
- Lebrecht, L.*, Dr.-Ing. AEG, Berlin-Tegel, Str. 38. 30.
- Livschitz, M.*, Dr.-Ing., Obering., Siemens-Schuckertwerke A. G., Berlin-Siemensstadt.
- Mandl, A.*, Dr.-Ing., AEG, Berlin N 31, Brunnenstr. 107.
- Pohl, R.*, Dr.-Ing., Dir., AEG-Turbinenfabrik, Berlin NW 87, Huttenstr. 12.
- Punga, F.*, Prof., Techn. Hochschule Darmstadt.
- Reiche, W.*, Dr.-Ing., Obering., Koch & Sterzel A.G., Dresden-A. 24, Zwickauer Str. 40.
- Roos, H.*, Berat. Ing., Stuttgart-Cannstatt.
- Roth, A.*, Dir., Atel. de Construct. El. de Delle, Villeurbanne, 25 Chemin de Cyprien.
- Roth, E.*, Dr., Chefing., Société Alsthorn, Belfort, Rue de Bellevue 3.
- Rüdenberg, R.*, Prof. Dr.-Ing., Chefelektriker, Siemens-Schuckertwerke A. G., Berlin-Grünwald, Douglasstr. 18.
- Schenkel, M.*, Dr.-Ing., Obering., Siemens-Schuckertwerke A.G., Berlin-Siemensstadt.
- Seeliger, R.*, Dr., Prof., Universität Greifswald, Greifswald, Loitzstr. 43.
- Stern, G.*, Dr., Dir., AEG Transformatorenfabrik, Berlin-Oberschöneweide, Wilhelminenhofstr. 83.
- Szilas, O.*, Dr.-Ing., Baurat, Fabrikdirektor, A.G. für Kraftübertragung und Beleuchtung, Budapest VI, Vörösmarty-u. 67.
- Unger, F.*, Dr.-Ing., Prof., Techn. Hochschule Braunschweig, Braunschweig, Friedensallee 53.

Zu den am Schluß des Generalberichtes aufgestellten Fragen haben sich in der Erörterung folgende Redner geäußert:

*Zu Frage 1*, betreffend *Restspannungen* in den Läufer-Schmiedestücken, berichtet

*Pohl*-Deutschland über die Ergebnisse der Ermittlung der Restspannungen durch Zerlegung eines Turboläufers von 250 mm Durchmesser aus Molybdän-Chrom-Nickelstahl und sorgfältige Messung der Teilringe. Der Läufer war ohne Ausbohrung geliefert. Die höchste festgestellte Restspannung in der Umfangsrichtung betrug 400 kg/cm<sup>2</sup>. Hiernach hält Pohl den in seinem Bericht (Nr. 30) mit 1000 kg/cm<sup>2</sup> angenommenen Höchstwert der Restspannung am Rand der üblichen Aus-

bohrung für reichlich hoch. Die metallographische Untersuchung von radialen Probestäben aus verschiedenen Molybdän-Chrom-Nickelstahl-Läufern haben ein praktisch vollkommen gleichmäßiges Gefüge gezeigt. Das Auftreten von Haarrissen konnte nirgends nachgewiesen werden.

Trotz dieser Fortschritte in der Herstellung der Turboläufer warnt Pohl vor einer sprunghaften Steigerung der Leistung der zweipoligen Turbos auf den in einem Bericht erwähnten Wert von 90000 kVA, ehe nicht mehrjährige Betriebserfahrungen mit den bisher größten Maschinen vorliegen. Zur Vermeidung von wechselnder Erwärmung und Abkühlung empfiehlt er entweder die Maschine dauernd durchlaufen zu lassen oder im Stillstand den Läufer auf Betriebstemperatur zu erhalten.

*Zu Frage 2 (Materialverbesserung und weitere Leistungssteigerung) und zu Frage 3 (Wasserstoffkühlung)*

liegen keine Diskussionsbeiträge vor.

*Zu Frage 4 (Ionisationsfreie Isolierung von Generatorwicklungen)* empfiehlt

*Schenkel-Deutschland* die Anbringung ionisationsfreier Isolationsanordnung (die etwa 6% Mehrpreis erfordert) bei Spannungen von mehr als 12000 V. Unterhalb dieser Grenze hält er sie nicht für erforderlich. Nach den vorliegenden Erfahrungen leidet der Glimmer selbst nicht durch die Ionisation, wohl aber das Bindemittel. Die Isolation der 100000 kVA-Generatoren für das Kraftwerk Zschornowitz ist auch bei der Prüfspannung von 29000 V ionisationsfrei. Nach Laboratoriumsversuchen erscheint es möglich, Wicklungen für eine Betriebsspannung von 35000 V noch ionisationsfrei zu machen. Bei der Prüfspannung von rund 70000 V wird man allerdings mit der Unterdrückung von Gleitfunken sich zufrieden geben müssen, während eine völlige Ionisationsfreiheit vielleicht nicht zu erzielen sein wird.

*Zu Frage 5 (Betriebserfahrungen mit großen Blindleistungsmaschinen)* berichtet

*Lienschütz-Deutschland*, daß sich im Betriebe die Asynchronmaschine besser bewährt hat als die Synchronmaschine, da sie stabiler ist und einen kleineren Stoßkurzschlußstrom hat. Bei unsymmetrischer Belastung erzeugt gleiche prozentuale gegenlaufende Spannung bei der Synchronmaschine einen größeren prozentualen gegenlaufenden Strom als bei der Asynchronmaschine. Auf Grund von Versuchen ergibt die Rechnung, daß bei einer Blindleistung von 10000 kVA bei 5% gegenlaufender Spannung die Modelleistung der Synchronmaschine um 37% herabgesetzt werden muß gegen nur 30% bei der Asynchronmaschine.

*Hillebrand-Deutschland* macht einige Angaben über zwei im Werk Moabit der Berliner Städt. Elektrizitätswerke aufgestellte große Asynchron-Blindleistungsmaschinen von je 21500 kVA bei 750 U/min. Sie besitzen eine direkt gekuppelte Drehstrom-Erregermaschine, die ihrerseits wieder mittels eines ebenfalls direkt gekuppelten Hilfserrers erregt wird. Der Anwurfmotor liegt in Reihe mit der Ständerwicklung der Hauptmaschine und wird nach erfolgtem Anlauf stoßfrei kurz-

geschlossen. Auf einige konstruktive Schwierigkeiten in der Ausführung des Läufers wird hingewiesen.

*Lebrecht-Deutschland* vertritt im Gegensatz zum Bericht Nr. 32 (Schenkel und Mitarbeiter) die Auffassung, daß die Synchronmaschine gegenüber der Asynchronmaschine den Vorzug verdiene, da sie billiger sei, geringere Verluste habe und sich für große Leistungen betriebssicherer bauen lasse. Auch die mechanischen Kräfte ließen sich bei der Konstruktion des Polrades der Synchronmaschine besser beherrschen als bei der Asynchronmaschine.

*E. Roth-Frankreich* weist darauf hin, daß die gute Eigenschaft der Asynchronmaschine, bei einem Kurzschluß einen geringeren Stoßstrom zu haben und den Dauerkurzschlußstrom auf Null absinken zu lassen, für den Betrieb den Nachteil mit sich bringt, daß bei sinkender Netzspannung die abgegebene Blindstromstärke ebenfalls mit sinkt, während sich die Synchronmaschine gerade umgekehrt verhält. Die Asynchronmaschine ist auch nicht in derselben Weise wie die Synchronmaschine geeignet, mit einem Schnellregler zusammenzuarbeiten.

Andrerseits ermöglicht die asynchrone Blindleistungsmaschine eine Erhöhung der installierten Verbraucherleistung ohne Erhöhung der Abschaltleistung der Schalter, da die Kurzschlußleistung durch die Asynchronmaschine nicht erhöht wird.

*Zu Frage 6* (Betriebserfahrungen mit *asynchronen Netzkupplungsmaschinen*)

*Liwschitz-Deutschland* berichtet über gute Betriebserfahrungen an zwei Netzkupplungsumformern. Der eine, für die Norwegische Staatsbahn gelieferte, koppelt ein Einphasenbahnnetz von  $16\frac{2}{3}$  Per/s mit einem Drehstromnetz von 50 Per/s bei einer Einphasenleistung von 4300 kVA bei  $\cos \varphi = 0,7$ . Durch die Drehstromerregemaschine der Asynchronmaschine läßt sich deren Belastungscharakteristik weitgehend ändern, so daß sie z. B. auf konstante Last eingestellt werden kann.

Der zweite Umformer für 20000 kVA bei  $\cos \varphi = 0,7$  koppelt das  $16\frac{2}{3}$ periodige Reichsbahnnetz mit dem 50periodigen Drehstromkraftwerk Pfrombach in Bayern. Der Maschinensatz mit seinen Erregemaschinen ist mit 8 Wasserturbinen gekuppelt und kann außer zur Netzkupplung auch als Doppelgenerator verwendet werden. Die gesamte Wellenlänge beträgt 80 m. Die guten Betriebseigenschaften dieser Asynchronmaschine zeigten sich bei einem Blitzschlag ins Netz, durch den alle Synchronmaschinen herausfielen, während der Asynchronsatz trotz hoher Überlastung am Netz hängen blieb.

*Zu Frage 7* (Betriebserfahrungen mit *Netzkupplungstransformatoren* mit Regelung unter Last) liegt kein Diskussionsbeitrag vor.

*Zu Frage 8* (*Sprungwellenprobe*)

*Rüdenberg-Deutschland* teilt mit, daß die Einführung der Sprungwellenprobe in Deutschland sich sehr gut bewährt hat. Sie hat ungeeignete Wicklungsanordnungen erkennen lassen, so daß eine größere Betriebssicherheit im Transformatorenbau erzielt wurde. Durchschläge,

die bei der Probe auftreten, können leicht mit Hilfe eines angekoppelten Resonanzkreises festgestellt werden.

*Zu Frage 9 (Unterdrückung bzw. Verhütung von Rückzündungen bei Großgleichrichtern)*

Krämer-Deutschland hält nach seinen Erfahrungen den Einbau von Rückstromschnellschaltern zur Zeit noch für den sichersten Schutz gegen die durch Rückzündung verursachten Kurzschlüsse, da sich solche Rückzündungen auch bei Verwendung von Gittern nicht ganz vermeiden lassen. Ein sofortiges selbsttätiges Wiedereinschalten ist nicht zu empfehlen, da in der Regel durch Rückzündungen das Vakuum verschlechtert wird.

Statt durch negativ aufgeladene Gitter kann Rückzündung auch durch Abschirmung der Anoden nach der Kathode und Unterteilung des Lichtbogens verhindert werden, allerdings auf Kosten erhöhter Verluste im Lichtbogen.

Seeliger-Deutschland hat durch eingehende theoretische und experimentelle Untersuchungen, die er gemeinsam mit *Schenkel* und *v. Issendorff* durchgeführt hat, festgestellt, daß die im Schweizer Bericht Nr. 221 gegebenen Erklärungen für die Wirkung der Gitter nicht zutreffen. Weder die dort angenommene negative Aufladung der Gitter noch die Erwärmung und daher Verdünnung der Restgase durch die erhitzten Gitter können als Ursache für die Verhütung von Rückzündungen anerkannt werden. Diese zweifellos vorhandene Wirkung beruht vielmehr darauf, daß die Gitter die aus der vorhergehenden Vorwärtsstromperiode stammenden Restladungen ansaugen, dadurch den Raum vor der Anode entionisieren und hierdurch wieder die Zündung und Ausbildung eines Rückzündungsbogens unmöglich machen. Über die Ergebnisse der Untersuchungen wird in den Wissenschaftlichen Veröffentlichungen des Siemens-Konzerns berichtet werden.

Außerhalb der am Schlusse des Generalberichts zusammengestellten Fragen wurden in der Erörterung noch folgende Beiträge geliefert.

#### *Turbogeneratoren*

*Schenkel*-Deutschland zieht aus den in amerikanischen Berichten enthaltenen Angaben über erreichte Leistungen bei zweipoligen Drehstrom-Turbogeneratoren den Schluß, daß die in Amerika übliche Frequenz von 60 Per/s für die Entwicklung des Turbogeneratorenbaus offenbar hinderlich gewesen ist im Vergleich zu der in Europa genormten Frequenz von 50.

*Mandl*-Deutschland macht im Anschluß an Bericht 215 Angaben über ein Verfahren zur Berechnung des Dauerkurzschlußstromes, des Stoßkurzschlußstromes und der bei einphasigem Kurzschluß in den nicht kurzgeschlossenen Wicklungen auftretenden Spannungen, und gibt Vergleiche zwischen Rechnung und Messung, die eine gute Übereinstimmung zeigen. (Vgl. hierzu Archiv f. Elektrotechnik, Bd. XIX, 1928, S. 485, und VDE-Fachberichte, Aachen 1929, S. 92.)

*Punga-Deutschland* und *Roos-Deutschland* haben den von ihnen für Statorwicklungen angegebenen verdrehten Stab neuerdings auch auf Rotorwicklungen angewandt zu dem Zweck, das Einträufeln der einzelnen Windungen und die dabei leicht entstehenden Luftsäcke zwischen Kupfer und Nutwand zu vermeiden. Die Wicklung wird aus Halbspulen zusammengesetzt, die für sich hergestellt und festgebacken werden und deren freie Enden dann (mit verteilten Verbindungsstellen) miteinander verschweißt werden.

### *Asynchronmaschinen*

*Lebrecht-Deutschland* zeigt, daß *Kondensatoren* trotz ihres im Vergleich zur Blindleistungsmaschine etwa 2–3mal so hohen Preises doch von einer gewissen jährlichen Betriebsstundenzahl an wirtschaftlich günstiger sein können als die Maschine, wenn man die Verluste mit in Rechnung stellt, die bei 1000 kVA-Leistung für die Maschine etwa 4,5% betragen, dagegen für die Kondensatoren nur etwa 0,5%.

*Liwschitz-Deutschland* berichtet, daß dieselben Anlaufeigenschaften, wie sie im Bericht Nr. 108 (Spezial-Kurzschlußankermotoren) für den *Doppelnutanker* angegeben werden, auch mit einfachem Käfiganker erreicht werden, wenn durch Anwendung hoher, schmaler Stäbe die *Stromverdrängung* zur Widerstandserhöhung beim Anlauf ausgenutzt wird. Solche Motoren nutzen im Gegensatz zu den Doppelnutankern die ganze Wicklungsmasse des Läufers zur Aufspeicherung der Anlaufstromwärme aus und bleiben daher auch erheblich kühler als jene. Die Siemens-Schuckert-Werke haben solche Motoren bereits bis zu 1600 kW Leistung für direktes Einschalten gebaut.

Vor Verallgemeinerung des im Bericht Nr. 330 gemachten *dänischen Vorschlages zur Verbesserung des Leistungsfaktors* warnt *Liwschitz* mit der Begründung, daß dies den Anschaffungspreis um etwa 20–25% verteuert. Er hält es für zweckmäßiger, von etwa 3 Motoren einen mittels Kondensatoren auf  $\cos \varphi = 1$  zu kompensieren oder größere Motoren mit Drehstromerregemaschine zu kompensieren. Im übrigen würde der dänische Vorschlag ein Hindernis bedeuten für die Einführung der Kurzschlußankermotoren mit Stromverdrängung, die wegen ihrer guten Anlaufverhältnisse, ihrer Einfachheit und Betriebssicherheit gerade für landwirtschaftliche Betriebe besonders geeignet sind, bei denen aber diese guten Eigenschaften auf Kosten des maximalen Leistungsfaktors erreicht werden.

Im Anschluß an Bericht Nr. 419 teilt *Liwschitz* mit, daß der größte von den SSW. bisher gelieferte Einfach-Drehtransformator eine Eigenleistung von 2120 kVA besitzt. Stromzuführung mittels Schleifringen und Bürsten ist nicht zu empfehlen. Zum Schutz des Schneckenantriebs gegen mechanische Kurzschlußkräfte wird bei den SSW.-Drehreglern der Läufer durch Abscheren eines Bolzens entkuppelt und durch eine Pufferung abgefangen. Zum Schutz gegen Überspannungen erhalten alle Drehtransformatoren mit Spannungen über 1000 V parallel zur Sekundärwicklung Kondensatoren. Parallellaufende Drehtrans-

formatoren werden durch eine besondere, im Betrieb gut bewährte Relais-schaltung auf gleiche Rotorstellung einreguliert.

### Transformatoren

*Stern-Deutschland* berichtet im Anschluß an die Berichte Nr. 31 und 220 über den Entwurf eines 100000 kVA Transformators für 220/11 kV, für den die Kurzschlußspannung 13,5% beträgt, die Leerlaufverluste 250 kW, die Kupferverluste 650 kW, also der Wirkungsgrad 99,11%. Gewicht ohne Kessel 127 t. Transportgewicht bei abgenommenen Durchführungen und Fahrgestellen 151 t, also mit zwei neunachsigen Drehgestellen bahntransportfähig. Die Versendung soll ohne Öl mit Stickstofffüllung erfolgen.

*Unger-Deutschland* macht Angaben über einen 10 kVA Transformator für 5000/380 V mit *Aluminiumwicklung* und Oxydisolation. Die Spulen sind mit einer zähflüssigen Masse aus Kaolin mit Bindemittel getränkt und im Ofen gebrannt. Lagenisolation ist dünnes, mit Masse getränktes Asbestpapier mit einer Durchschlagsspannung von über 650 V. Die Masse verträgt Erwärmung bis 300°C und scharfe Abkühlung, ohne Risse zu bekommen.

Der Transformator erreicht bei Nennlast etwa 60°C, er verträgt aber auch die bei doppelter Nennlast auftretende Wicklungstemperatur von etwa 240°C dauernd ohne Beschädigung der Isolation.

Das neue Isolierverfahren erschließt neue Verwendungsgebiete für Aluminiumwicklungen, besonders da, wo Maschinen, Transformatoren und Geräte für hohe Überlastbarkeit bei geringem Gewicht benötigt werden.

*Szilas-Ungarn* fordert im Anschluß an den Bericht Nr. 260 (*Impulse Voltage Strength of Transformers*), daß das dort vorgeschlagene feste Verhältnis zwischen Trockenüberschlagsspannung der Hängeisolatoren und Isolationsfestigkeit des Transformators erforderlichenfalls durch Erhöhung der Isolationsfestigkeit des Transformators und nicht durch Herabsetzen der Festigkeit der Linie hergestellt wird. Nach diesen Grundsätzen würden sich für die deutschen (VDE)-Regeln folgende Werte ergeben:

Betriebsspannung	Transformator Prüfspannung	Überschlagsspannung von Apparaten	Überschlagsspannung einer Hängekette
115 kV	230 kV	300 kV	7 Glieder 450 kV
230 kV	460 kV	578 kV	14 Glieder 818 kV

*Donkin-England* hält den in Bericht Nr. 260 gemachten Vorschlag der *Abstimmung der Isolierfestigkeit* der Transformatoren mit derjenigen der Freileitung für sehr gut und erwartet, daß dieser Grundsatz bei Ausschreibungen von Anlagen künftig beachtet werden wird.

*Reiche-Deutschland* macht nähere Angaben über den im Bericht Nr. 31 erwähnten *Schubtransformator*, der gegenüber dem Drehregler den Vorteil erheblich kleineren Magnetisierungsstromes hat und keine Phasenverschiebung zwischen den Spannungen vor und hinter dem



Transformator hervorruft. Er läßt sich ohne Schwierigkeiten kurzschlußsicher bauen.

#### *Gleichrichter*

*Schenkel-Deutschland* bezweifelt, daß die im Bericht Nr. 221 angegebene *Leistungssteigerung* von 60% ausschließlich dem Gitter zuzuschreiben sei. Sie sei auch ohne Gitter durch Herstellung einer richtigen Quecksilberdampfdichte im Gleichrichter und durch richtige Führung der Dampfströme möglich. Er bezweifelt ferner die Richtigkeit der Darstellung, daß eine positive Raumladung die negativen Elektronen zurückstoße.

Zum Bericht Nr. 402 (*Rectiverter*) bezweifelt *Schenkel* die Möglichkeit der Umformung von Wechselstrom in solchen von anderer Frequenz, da hierbei die Spannungen der vor und hinter dem Apparat liegenden Transformatoren sich gegenseitig aufheben müßten, was jedoch bei verschiedener Frequenz nur gelegentlich eintreten wird.

#### **Gesamtergebnis der Diskussion**

Die Erörterung brachte wertvolle Ergänzungen zu den im Generalbericht zusammengefaßten Angaben der Einzelberichte in folgenden Punkten:

Zahlenmäßige Angaben der in Turboläufern auftretenden Restspannungen auf Grund von sorgfältigen Messungen.

Grenzspannungen für ionisationsfreie Isolierung.

Vergleich von Stromverdrängungs-Kurzschlußankermotoren mit Doppelnutankermotoren.

Große Drehtransformatoren.

Angaben über den Entwurf eines Transformators von 100 000 kVA.

Hochüberlastbarer Transformator mit Aluminiumwicklung, der ohne Schaden Temperaturen von 240° C aushält.

Berechnung des Kurzschlußstromes von Synchronmaschinen.

Aufklärung über die Wirkung der Gitter zur Verhütung von Rückzündungen in Gleichrichtern.

Geteilt waren die Meinungen über die Frage, ob für Blindleistungserzeugung die Synchron- oder die Asynchronmaschine den Vorzug verdient.

Für Netzkupplungs-Umformer wurde auf Grund von Betriebserfahrungen die Überlegenheit der Asynchronmaschine festgestellt.

## Result of Discussion

The discussion brought valuable additions to the statements of the papers, as summarised in the General Report, on the following points:

Statistical figures on the residual stresses in the turbo rotors obtained by careful measurement.

Tension limits for ionisation-free insulation.

Comparison of current displacement squirrel cage rotor motors with double-slotted rotor motors.

Large induction voltage regulators.

Details of the design of a transformer of 100000 kVA.

High overload capacity transformer with aluminium winding, to stand temperatures of  $240^{\circ}\text{C}$  without injury.

Calculation of the short-circuit current of synchronous machines.

More clarity on the effect of grids for the prevention of arcing-back in rectifiers.

Opinions were divided on the question, whether the synchronous or the asynchronous machine should be preferred for the production of reactive volt-amperes.

From operating experience the superiority of the asynchronous machine was ascertained for converters for interconnection of networks.

## Résultat de la Discussion

La discussion a fourni sur les points suivants des compléments de grande valeur aux données des divers rapports résumés dans le rapport général:

Données statistiques établies d'après des mesures soignées pour les tensions résiduelles des rotors des turbo-génératrices.

Tensions-limites pour isolement sans ionisation.

Comparaison des moteurs à induit en cage d'écureuil à rotor à déplacement de courant avec les moteurs à encoches doubles.

Grands convertisseurs rotatifs.

Données relatives au projet d'un transformateur de 100000 kVA.

Transformateur pour forte surcharge avec enroulement d'aluminium.

Peut soutenir sans dommage  $240^{\circ}\text{C}$ .

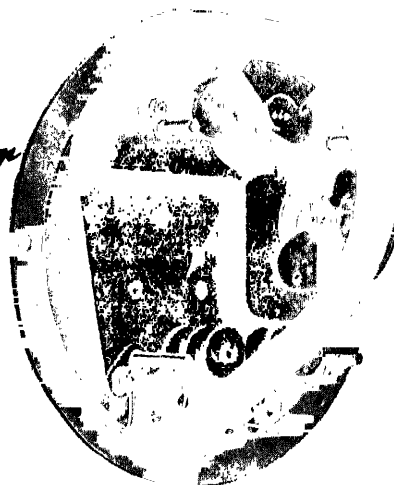
Calcul du courant de court-circuit des machines synchrones.

Renseignement sur l'effet de la grille protectrice pour prévention des retours d'arcs dans les redresseurs.

Les avis ont été partagés quant à la question de savoir si, pour la production de courant déwatté, il faut accorder la préférence à la machine synchrone ou à la machine asynchrone.

En ce qui concerne l'emploi de machines pour l'interconnexion de réseaux de fréquence différente on a, en suite aux expériences recueillies dans l'exploitation, établi supériorité de la machine asynchrone.

*Der Wissenschaftler*  
*Der Praktiker*  
*Der Lehrer*  
*Der Studierende*



sie alle finden in Schlomanns „Technologischem Handbuch der Elektrotechnik und der Elektrochemie“ Aufschluß selbst über entlegene Einzelfragen. Die Verästelung moderner Wissenschaft und Technik macht ein solches Buch heute zweifellos zur Notwendigkeit, ist doch selbst ein engeres Fachgebiet von einem einzelnen kaum noch zu übersehen. Andererseits gibt es kaum

ein Arbeitsgebiet, das nicht irgendwie von der Elektrotechnik berührt wird. Das Handbuch vermeidet die trockene Art eines Lexikons. Der Stoff ist nicht alphabetisch, sondern nach Fachgruppen systematisch geordnet, so daß der Benutzer auch größere Fachgebiete im Zusammenhang durcharbeiten kann. Trotzdem läßt sich jeder einzelne Ausdruck auch durch die im Text hervorgehobenen Schlagworte und durch das alphabetisch geordnete Wörterverzeichnis schnell auffinden. Die ungekünstelte Art der Begriffserklärung, unterstützt durch zahlreiche zeichnerische Darstellungen, Formelzeichen und Formeln, erleichtert den Gebrauch des Werkes und ermöglicht es jedem Interessierten, sich auch über ein seinen eigenen Arbeiten ferner liegendes Gebiet einen Überblick zu verschaffen. Der besondere Wert des Buches ist vom Ausland offenbar sofort erfaßt worden, wie aus den bisher vorliegenden Beurteilungen hervorgeht. So schreibt die Revue Général de l'Électricité, Paris, in Nr. 3 vom 20. Juli 1929:

*„Wir können nur bedauern, bisher kein gleiches Werk in französischer Sprache zu besitzen“*



Leistungsmesser (Wattmeter), Wattmesser (374) Bild  
 Zeigerinstrumente, deren Systemrahmen aus der  
 Leistung, also in jedem Augen-  
 blick dem Produkt aus Augenblicks-  
 stromstärke und Auswählspannung  
 oder bei  
 Produkt aus  
 Wirkspannung,  
 in dem  
 der Leistung  
 der Leistung  
 der Leistung



Verkleinerte  
 Leseprobe  
 aus dem  
 Handbuch

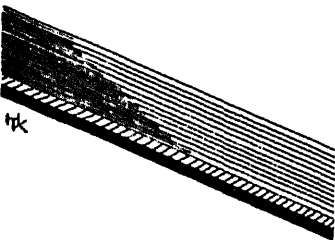
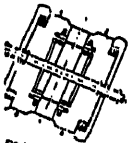
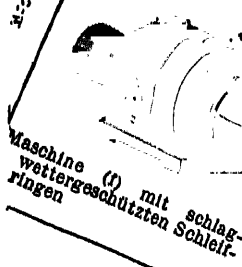
**Schlomann / Technologisches  
 Handbuch der Elektrotechnik und  
 der Elektrochemie**

DIN B 5, XX / 906 Seiten mit 3493 Abbild.  
 Geb. RM 45,— (VDI- und VDE-Mitgl. RM 40,—)

Kommission: **VDI-VERLAG GMBH**

**Durch jede Buchhandlung zu beziehen!**

# In sechs Kultursprachen



**Schlomann / Illustrierte Technische Wörterbücher, Band 2: „Elektrotechnik u. Elektrochemie“, 2. Auflage, DIN B 5, XXIV / 1304 Seiten mit 3995 Abbildungen, Geb. RM 80.— (VDI- und VDE-Mitgl. RM 72.—)**

Kommission: **VDI-Vorlag GmbH**

machine with slip rings in gas-tight enclosure  
 машина (жп) с контак-  
 тными кольцами, защи-  
 щенными от выброса пы-  
 лью  
 machine (f) à bagues collec-  
 trices antideflagrantes  
 macchina antideflagrantes  
 contatto (f) con anelli di  
 griso  
 máquina (f) con anillos colec-  
 tores protegidos contra el  
 grisol

gas-tight machine with plate  
 protection  
 машина (жп) с защитными  
 от выброса пыли тарел-  
 ками  
 gas-tight machine with plate  
 protection  
 машина (f) antide-  
 flagrante  
 macchina (f) prote-  
 gida  
 máquina (f) prote-  
 gida  
 placas contra el S

bringt das Illustrierte Technische Wörterbuch von A. Schlomann „Elektrotechnik und Elektrochemie“ die Fachausdrücke dieses weiten Arbeitsfeldes. Bei der Durchsicht ausländischer Fachliteratur wie überhaupt bei jeder Berührung mit dem Ausland ist dieses Werk ein unentbehrliches Hilfsmittel. Die systematische Ordnung der Wortstellen und das für jede Sprache gesondert beigefügte Wörterverzeichnis macht das Übersetzen aus einer der sechs Sprachen in jede der fünf anderen leicht. Bildliche Darstellungen, charakterisierende Formeln und Symbole verbürgen eine eindeutige, sinngetreue Wiedergabe, die in der jetzt vorliegenden zweiten Auflage dem neuesten Stand der elektrotechnischen Fachsprache Rechnung trägt. Die Zweite Weltkraftkonferenz hat die Notwendigkeit einer engen Zusammenarbeit der Fachleute aller Länder überzeugend bewiesen. Um so wertvollere Dienste leistet ein Buch, das eine zwischen den Völkern noch bestehende Schranke, die sprachlichen Schwierigkeiten, überwinden hilft.

**Durch jede Buchhandlung zu beziehen!**